

Einfluß von Gerinnebreite und Uferbewuchs auf die hydraulisch-sedimentologischen Verhältnisse naturnaher Fließgewässer

vom

FACHBEREICH BAUINGENIEURWESEN
DER TECHNISCHEN UNIVERSITÄT CAROLO-WILHELMINA
ZU BRAUNSCHWEIG

zur Erlangung des Grades eines
Doktor-Ingenieurs
(Dr.-Ing.)

genehmigte

DISSERTATION

von Dipl.-Ing. FRANZ-JOSEF SPECHT

aus Melle

Berichterstatter:

Berichterstatter:

Berichterstatter:

Eingereicht am:

Mündliche Prüfung am:

Prof. Dr.-Ing. W. MERTENS

Dr.-Ing. habil. A. DITTRICH

Prof. Dr.-Ing. U. MANIAK

14. Dezember 2001

15. Februar 2002

2002

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Verzeichnis der verwendeten Zeichen und Symbole	IV
Verzeichnis der Abbildungen	X
Verzeichnis der Tabellen	XIV
1 Problemstellung	- 1 -
1.1 Einführung	- 1 -
1.2 Ziel der Arbeit	- 6 -
2 Stand der Forschung	- 8 -
2.1 Allgemeines	- 8 -
2.2 Hydraulische Berechnungsansätze	- 9 -
2.2.1 Fließformeln, Fließgesetze	- 9 -
2.2.2 Berücksichtigung unterschiedlicher Teilwiderstände in kompakten Querschnitten	- 10 -
2.2.3 Berechnungsansätze für Teilwiderstände	- 13 -
2.2.4 Berechnungsansätze für Bewuchswiderstände	- 15 -
2.2.4.1 Allgemeines	- 15 -
2.2.4.2 Strömungsbereiche I und II: Durchströmter, starrer Bewuchs	- 16 -
2.2.4.3 Strömungsbereich III: Trennflächenwiderstand durch Bewuchs	- 19 -
2.2.4.4 Strömungsbereich IV: Vom Bewuchs unbeeinflußter Mittelquerschnitt	- 22 -
2.2.4.5 Anmerkungen zur Berechnung des Pflanzenwiderstandes nach LINDNER	- 22 -
2.3 Sedimentologische Berechnungsansätze	- 23 -
2.3.1 Allgemeines	- 23 -
2.3.2 Theoretische Betrachtungen	- 24 -
2.3.3 Berechnungsansätze zum Geschiebe-/Gesamttransport	- 27 -
2.3.4 Geschiebetransport und Uferbewuchs	- 28 -
3 Theoretische Analyse	- 30 -
3.1 Vorbemerkungen	- 30 -
3.2 Dimensionsanalyse	- 31 -
3.2.1 Allgemeines	- 31 -
3.2.2 Hydraulische Verhältnisse im bewuchsbeeinflußten freien Querschnitt	- 32 -
3.2.3 Geschiebetransport im bewuchsbeeinflußten freien Querschnitt	- 39 -

3.3 Auswahl eines Berechnungsansatzes	- 43 -
3.3.1 Berechnungsansatz für den Geschiebetransport	- 43 -
3.3.2 Bestimmung der hydraulisch wirksamen Eingangsgrößen (b_T/h_T) _{hy} und (h_T/h) _{hy}	- 44 -
4 Experimentelle Untersuchungen	- 49 -
4.1 Versuchseinrichtungen	- 49 -
4.2 Versuchsprogramm	- 60 -
4.2.1 Vorbemerkungen	- 60 -
4.2.2 Standardversuche und Variationsbreiten der Einflußgrößen	- 61 -
4.2.3 Hydraulische Zusatzversuche	- 63 -
4.2.4 Hydraulisch-sedimentologische Hauptversuche	- 64 -
4.3 Versuchsdurchführung	- 66 -
5 Versuchsergebnisse und -auswertung	- 67 -
5.1 Vorbemerkungen	- 67 -
5.2 Hydraulische Berechnungen (Versuche mit fester Sohle)	- 69 -
5.2.1 Allgemeines	- 69 -
5.2.2 Kalibrierung der Versuchsrinne	- 69 -
5.2.2.1 Rauheit der festen Wandungen (Versuche ohne Bewuchs)	- 69 -
5.2.2.2 Abflußberechnung im Bewuchsquerschnitt (Versuche mit Bewuchs)	- 71 -
5.2.3 Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt (Versuche mit Bewuchs)	- 74 -
5.2.4 Erweiterung der Verfahren zur Berechnung der Trennflächenrauheit	- 76 -
5.2.4.1 Trennflächenverfahren nach MERTENS	- 76 -
5.2.4.2 Trennflächenverfahren nach PASCHE	- 84 -
5.2.5 Geschwindigkeitsverteilung im unbewachsenen Mittelquerschnitt	- 88 -
5.2.6 Zusammenfassung der hydraulischen Berechnungsergebnisse	- 93 -
5.3 Sedimentologische Berechnungen (Versuche mit beweglicher Sohle)	- 95 -
5.3.1 Allgemeines	- 95 -
5.3.2 Hydraulische Berechnung der Versuche mit beweglicher Sohle	- 95 -
5.3.2.1 Versuche ohne Bewuchs	- 95 -
5.3.2.2 Versuche mit Bewuchs	- 98 -
5.3.3 Geschiebetransportberechnung mit bestehenden Ansätzen	- 101 -
5.3.4 Erweiterung der bestehenden Ansätze	- 105 -
5.3.4.1 Vorbemerkungen	- 105 -
5.3.4.2 Versuche ohne Bewuchs	- 107 -
5.3.4.3 Versuche mit beidseitig symmetrischer Uferbestockung zur Variation des relativen Trennflächenabstandes (b_T/h_T) _{hy} und der relativen Trennflächenhöhe (h_T/h) _{hy}	- 113 -
5.3.4.4 Versuche mit einseitiger Uferbestockung	- 120 -

5.3.4.5 Versuche mit veränderter Anordnung der Bewuchselemente bzw. Bewuchsdichte	- 124 -
5.3.4.6 Diskussion der ausgewählten Π -Parameter	- 129 -
5.3.4.7 Übertragung des Bewuchsbeiwertes σ_B auf andere Transportansätze	- 131 -
5.3.5 Geschiebetransportberechnung unter Berücksichtigung des Bewuchsbeiwertes σ_B	- 133 -
5.3.6 Zusammenfassung der sedimentologischen Berechnungsergebnisse	- 137 -
5.4 Einfluß des Uferbewuchses auf die Transportkörper	- 141 -
5.4.1 Allgemeines	- 141 -
5.4.2 Vergleichmäßigung der Transportkörpergeometrie durch Uferbewuchs	- 142 -
5.4.3 Veränderung der Transportkörper im Gerinnequerschnitt	- 144 -
5.4.4 Einfluß der Gerinnebreite und der Bewuchsanordnung auf die mittlere Transportkörpergeometrie	- 146 -
5.4.5 Gegenüberstellung gemessener und berechneter Dünensteilheiten	- 151 -
5.4.6 Zusammenfassung	- 153 -
5.5 Anmerkungen zur akustischen Feststofftransportmessung	- 154 -
6 Anwendungsbeispiel	- 156 -
6.1 Vorbemerkungen	- 156 -
6.2 Hydraulische Berechnung	- 157 -
6.3 Sedimentologische Berechnung	- 159 -
6.4 Abschließende Anmerkungen	- 161 -
7 Zusammenfassung und Ausblick	- 162 -
Literaturverzeichnis	- 167 -
Anlagenverzeichnis	- 175 -
Anlage 1: Berechnungsansätze für die Sohlenrauheit	- 176 -
Anlage 2: Sedimentologische Berechnungsansätze	- 181 -
Anlage 3: Schaltpläne der Filter- und Verstärkereinheit der Feststofftransportmessung	- 191 -
Anlage 4: Zusammenstellung der Versuche mit fester Sohle	- 194 -
Anlage 5: Zusammenstellung der Versuche mit beweglicher Sohle	- 197 -
Anlage 6: Fotodokumentation der alluvialen Gewässersohle	- 202 -
Anlage 7: Gegenüberstellung gemessener und gerechneter Geschiebetransport	- 206 -
Anlage 8: Verteilung der Transportkörperkenngrößen	- 211 -
Anlage 9: Veränderung der Transportkörper im Gerinnequerschnitt	- 215 -
Anlage 10: Berechnungen zum Anwendungsbeispiel	- 219 -

Verzeichnis der verwendeten Zeichen und Symbole

a_{NB}	[m]	Nachlaufbreite
a_{NL}	[m]	Nachlauflänge
a_x	[m]	Achsabstand der Bewuchselemente in Fließrichtung
a_z	[m]	Achsabstand der Bewuchselemente orthogonal zur Fließrichtung
A	[m ²]	Querschnittsfläche
A_{AW}	[1]	Mobilitätsparameter für den Transportbeginn nach ACKERS/WHITE (1973)
A_D	[1]	Parameter der Dünenrauheit nach YALIN/SCHUEERLEIN (1988)
A_K	[1]	Parameter der Kornrauheit nach YALIN/SCHUEERLEIN (1988)
A_p	[m ²]	angeströmte Fläche eines Bewuchselementes, $A_p = h_m d_p$
A_R	[1]	Parameter der Riffelrauheit nach YALIN/SCHUEERLEIN (1988)
b	[m]	Breite
b_m	[m]	mitwirkende Breite
b_T	[m]	Abstand zwischen den Trennflächen; Wasserspiegelbreite des unbewachsenen Mittelquerschnitts
b_{WSP}	[m]	Breite des Wasserspiegels
B	[1]	Bewuchsparameter nach BERTRAM (1985)
B	[1]	Integrationskonstante
c	[1]	Beiwert nach dem Trennflächenverfahren von MERTENS Beiwert nach dem Trennflächenverfahren von PASCHE
c_{FB}	[1]	Beiwert zur Anpassung von Naturdaten an die Transportfunktion nach BROWNLIE (1981)
c_{Geo}	[1]	Beiwert, der die Geometrie berücksichtigt
c_T	[1]	slip velocity, $c_T = v_T / v_T^*$
c_{WR}	[1]	rechnerische Widerstandszahl von Kreiszyklindern in einem Bestand von Kreiszyklindern
$c_{W,\infty}$	[1]	Widerstandszahl eines einzelnen, freistehenden Kreiszyklinders
Δc_W	[1]	Korrekturbeiwert der Widerstandszahl für Kreiszyklinder infolge Schwellen
C_{AW}	[1]	Koeffizient nach ACKERS/WHITE (1973)
C_F	[1]	Feststoffkonzentration in Feststoffgewicht pro Gewichtseinheit Wasser, $C_F = \frac{m_F}{\rho v_m h}$
C_{FG}	[ppm]	gewichtsbezogene Feststoffkonzentration
C_K	[m ^{1/2} /s]	CHÉZY-Beiwert der Kornrauheit
d	[m]	Durchmesser

d_{ch}	[m]	charakteristischer Korndurchmesser
d_i	[m]	Korndurchmesser bei i % Siebdurchgang
d_p	[m]	Pflanzendurchmesser
D^*	[1]	Sedimentologischer Korndurchmesser, $D^* = \left(\frac{Re^{*2}}{Fr_{So}^*} \right)^{1/3} = d_{ch} \left(\frac{\rho' g}{v^2} \right)^{1/3}$
$E I$	[kN m ²]	Steifigkeit der Pflanzenelemente
f	[1]	Formbeiwert
f_{eB}	[1]	Übertragungsfunktion von symmetrischer aus einseitige Bewuchsanordnung
f_T	[1]	Transformationsfunktion zur Übertragung eines Beiwertes von symmetrische auf beliebige Bewuchsanordnungen
F_{AW}	[1]	Mobilitätsparameter nach ACKERS/WHITE (1973)
FF	[1]	Formfaktor
Fr	[1]	Froude-Zahl, $Fr = \frac{v_{ch}}{\sqrt{g l_{ch}}}$
Fr^*	[1]	Feststoff-Froude-Zahl, $Fr^* = \frac{v_0^{*2}}{\rho' g d_{ch}} = \frac{R I}{\rho' d_{ch}}$
Fr_{cr}^*	[1]	kritische Feststoff-Froude-Zahl
F_{EB}	[1]	Zähigkeitsbeiwert in der Transportfunktion von EINSTEIN/BROWN (1950)
Fr_g	[1]	dimensionslose Fließgeschwindigkeit, $Fr_g = \frac{v_m}{\sqrt{\rho' g d_{ch}}}$
$Fr_{g, cr}$	[1]	kritischer Wert von Fr_g
Fr_K^*	[1]	kornbezogene Feststoff-Froude-Zahl, $Fr_K^* = \frac{v_{0,K}^{*2}}{\rho' g d_{ch}}$
Fr_{so}^*	[1]	sohlenbezogene Feststoff-Froude-Zahl, $Fr_{so}^* = \frac{v_0^{*2}}{\rho' g d_{ch}}$
g	[m/s ²]	Erdbeschleunigung
G	[N]	Gewichtskraft
G_{AW}	[1]	dimensionslose Feststofftransportfunktion nach ACKERS/WHITE (1973)
G^*	[1]	Feststoff-Transportzahl nach PERNECKER/VOLLMERS (1965)
h	[m]	Wassertiefe
H_D	[m]	Dünenhöhe
h_p	[m]	Höhe der Pflanzen über der Sohle
h_T	[m]	Höhe der Trennfläche
H_{TK}	[m]	allg. Höhe der Transportkörper, im speziellen z.B. H_D = Dünenhöhe
I	[1]	Gefälle, hier i.d.R. Energieliniengefälle
I_{So}	[1]	Sohlengefälle
k	[m]	Rauheitsmaß
k_S	[m]	äquivalente Sandrauheit
k_{St}	[m ^{1/3} /s]	Rauheitsbeiwert nach MANNING-STRICKLER
$k_{St, K}$	[m ^{1/3} /s]	Korn-Rauheitsbeiwert nach MANNING-STRICKLER
k_T	[m]	Trennflächenrauheit

$k_{T, I}$	[m]	interaktionsbedingte Rauheit in der Trennfläche
$k_{T, 0}$	[m]	Grundrauheit in der Trennfläche
k^+	[1]	dimensionslose Rauheitshöhe
l	[m]	Länge
L_D	[m]	Dünenlänge
L_{TK}	[m]	Länge der Transportkörper
m_{AW}	[1]	Exponent der allgemeinen Transportfunktion nach ACKERS/WHITE (1973)
m_F	[kg/(s m)]	Feststofftrieb je Meter Sohlenbreite
\dot{m}_F	[kg/s]	Feststofftransport
n	[1]	Anteil des Hohlraumvolumens
$1:n$	[1]	Böschungsneigung
n_{AW}	[1]	Koeffizient für Übergangskorngrößen nach ACKERS/WHITE (1973)
P_{yt}	[1]	Wahrscheinlichkeit für Turbulenz im Sohlenabstand y nach ZANKE (1999 b)
q	[m ³ /(s m)]	bezogener Abfluß
q_B	[m ³ /(s m)]	transportrelevantes Geschiebevolumen mit Hohlräumen je Meter Breite und Sekunde
Q	[m ³ /s]	Abfluß
r	[1]	Relation, Verhältniswert
R	[m]	hydraulischer Radius
Re	[1]	Reynolds-Zahl, $Re = \frac{v_{ch} l_{ch}}{v}$
Re^*	[1]	Feststoff-Reynolds-Zahl, $Re^* = \frac{v_0^* d_{ch}}{v}$
Ri	[1]	Risiko, daß sich Körner bewegen, nach ZANKE (1990)
s	[1]	Streuungsmaß nach ZANKE (1987)
s_{So}	[m]	mittlere Dicke der bewegten Sohlenschicht
S	[1]	Steilheit, z.B. Dünensteilheit, $S_D = H_D / L_D$
T	[°C]	Temperatur des Fluids
T^*	[1]	Transport-Parameter nach VAN RIJN (1984)
U	[m]	benetzter Umfang
v, v_m	[m/s]	mittlere Fließgeschwindigkeit
v_0^*	[m/s]	sohlenbezogene Schubspannungsgeschwindigkeit, $v_0^* = \sqrt{g R_{So} I}$
$v_{0, K}^*$	[m/s]	kornbezogene Schubspannungsgeschwindigkeit, $v_{0, K}^* = \sqrt{g R_K I}$
v_F	[m/s]	Transportgeschwindigkeit der Körner in der bewegten Schicht
$v_{F, m}$	[m/s]	mittlere Transportgeschwindigkeit der Körner in der bewegten Schicht
$v_{F, max}$	[m/s]	Transportgeschwindigkeit der Körner an der Oberfl. der bewegten Schicht
v_G	[m/s]	mittlere Transportgeschwindigkeit der Körner in der Schicht s
v_i	[m/s]	Anströmgeschwindigkeit der i -ten Pflanze

Δv_{\max}	[m/s]	maximales Geschwindigkeitsdefizit hinter einem Bewuchselement gegenüber der unbeeinflussten Geschwindigkeit v_{∞}
v_S	[m/s]	Sinkgeschwindigkeit
v_T	[m/s]	Trennflächengeschwindigkeit, Fließgeschwindigkeit in der Trennfläche
v_{∞}	[m/s]	Geschwindigkeit, die von Bewuchselementen unbeeinflusst ist
x	[m]	Koordinate in Hauptfließrichtung
y	[m]	Koordinate orthogonal (vertikal) zur Hauptfließrichtung
y_o	[m]	Oberwassertiefe bei seitlicher Einengung
y_u	[m]	Unterwassertiefe bei seitlicher Einengung
y^*	[1]	relative Wassertiefe vor und nach einem angeströmten Zylinder
Y_D	[m]	Abstand des Druckpunktes (Zentrum des Angriffs der resultierenden Kraft am Korn) von der Wand
Y_L	[1]	Mobilitätsparameter für einzelne Kornfraktionen nach LAURSEN (1958)
z	[m]	Koordinate orthogonal (horizontal) zur Hauptfließrichtung
z_T	[m]	Parameter der Geschwindigkeitsverteilungsfunktion (Breite des fiktiven Abflußbereiches)
z_0	[m]	Parameter der Geschwindigkeitsverteilungsfunktion (fiktive Rauheitshöhe)
z'	[m]	Koordinate orthogonal (horizontal) zur Hauptfließrichtung; bei Versuchen mit Uferbewuchs an der Trennfläche beginnend, bei Versuchen ohne Bewuchs an der Verschneidung Böschung WSP-Linie beginnend
α	[°]	Winkel der Sohlenneigung
α_p	[1]	Profilbeiwert, $\alpha_p = A_{s0}/A$ nach EILERS (1990)
δ	[m]	Dicke der laminaren Unterschicht, $\delta = 11,6 \frac{v}{v_0^*}$
Δi		Differenzbetrag der Variable i
ε	[1]	relative Rauheit, $\varepsilon = h/d_{ch}$
φ	[°]	innerer Reibungswinkel des bewegten Sediments
\varkappa	[1]	VON KÁRMÁN-Konstante, $\varkappa = 0,4$
λ	[1]	Widerstandsbeiwert
λ_K	[1]	kornbezogener Widerstandsbeiwert
λ_{EH}	[1]	Rauheitsbeiwert nach ENGELUND/HANSEN (1967)
ν	[m ² /s]	kinematische Zähigkeit
ρ	[kg/m ³]	Dichte des Wassers
ρ_F	[kg/m ³]	Dichte des Feststoffs
ρ'	[1]	relative Feststoffdichte, $\rho' = \frac{\rho_F - \rho}{\rho}$
σ_B	[1]	Bewuchsbeiwert zur Berücksichtigung des Bewuchseinflusses auf den Geschiebetransport

$\sigma_{B,0}$	[1]	Grund-Bewuchsbeiwert, der den Bewuchseinfluß eines standardisierten Bewuchses mit $B = 80$ auf den Geschiebetransport erfaßt
$\sigma_{B,B}$	[1]	Bewuchsbeiwert, der den Einfluß einer veränderten Bewuchsdichte gegenüber dem Standard-Bewuchs mit $B = 80$ erfaßt
σ_g	[1]	Ungleichförmigkeitszahl der Kornverteilung
σ_{MT}	[1]	Korrekturfaktor zur Berücksichtigung der Makroturbulenz auf den Geschiebetransport nach MERTENS (1994)
τ_0	[kN/m ²]	Sohlenschubspannung
$\tau_{0,K}$	[kN/m ²]	auf die Kornrauheit bezogene Sohlenschubspannung
$\tau_{0,cr}$	[kN/m ²]	kritische Sohlenschubspannung
ϕ^*	[1]	Feststofftransportzahl nach EINSTEIN, $\phi^* = \frac{m_F}{\rho_F \sqrt{\rho' g d_{ch}^3}}$
ϕ_0^*	[1]	Feststofftransportzahl, die den Einfluß der vegetationsbedingten Makroturbulenz auf den Geschiebetransport nicht berücksichtigt
ϕ_{EB}^*	[1]	Feststofftransportzahl nach EINSTEIN/BROWN (1950)
Ω	[1]	Bewuchsparameter nach PASCHE (1984)

Indizes

B	Bewuchs
Bö	Böschung
bv	bordvoll
ch	charakteristischer Wert
cr	kritischer Wert
D	Düne
F	den Formwiderstand betreffende Größe
F	Feststoff
F	Flußquerschnitt
gr	groß
ges	Gesamtwert der betreffenden Größe
Geo	die Geometrie betreffende Größe
hy	hydraulisch wirksame Größe
kl	klein
K	Korn; den Kornwiderstand betreffende Größe
li	links
m	mittlerer Wert, z.B. mittlere Fließgeschwindigkeit im Querschnitt v_m
max	Maximalwert
M	den unbewachsenen Mittelquerschnitt betreffend

M	Meßwert
MW	Mittelwert der berechneten Abweichungen
P	Pflanze
re	rechts
R	Rechenwert
So	Sohle
T	Trennfläche
TK	Transportkörper
Vor	Vorland
W	Wand
WSP	Wasserspiegel
I, II, III, IV	den Strömungsbereich I, II, III oder IV betreffende Größe

Verzeichnis der Abbildungen

Abb. 1.1:	Ingenieurbioologische Uferzonierung nach UMWELTMINISTERIUM BADEN-WÜRTEMBERG (1993)	- 2 -
Abb. 1.2:	Forschungsarbeiten zum Einfluß von starrem, durchströmten Bewuchs auf die hydraulisch-sedimentologischen Verhältnisse in kompakten Gerinnen am Leichtweiß-Institut für Wasserbau der Technischen Universität Braunschweig (Rinnenversuche von 1982 bis 1995)	- 4 -
Abb. 1.3:	Forschungsarbeit von PASCHE (1984) zum Einfluß von starrem, durchströmten Vorlandbewuchs auf die hydraulischen Verhältnisse in Fließgewässern (Halbprofil)	- 5 -
Abb. 1.4:	Untersuchungen dieses Forschungsvorhabens zum Einfluß von starrem, durchströmten Uferbewuchs auf die Strömungsverhältnisse und den Geschiebetransport in Trapezgerinnen	- 6 -
Abb. 2.1:	Transportkörper-Entwicklung einer Sandsohle nach ENGELUND/FREDSØE (1982), verändert	- 8 -
Abb. 2.2:	Entwicklung der Schubspannungen nach ENGELUND/FREDSØE (1982), verändert	- 9 -
Abb. 2.3:	Einflußflächen im Mittelquerschnitt nach EINSTEIN (1934) und HORTON (1933)	- 11 -
Abb. 2.4:	Hydrodynamische Strömungsbereiche, nach DVWK 220/1991	- 15 -
Abb. 2.5:	Prinzipiskizze zur mitwirkenden Interaktionsbreite	- 19 -
Abb. 2.6:	Prinzipiskizze zu den Einflußflächen bei rauher Sohle mit Bewuchs	- 22 -
Abb. 3.1:	Definitionsskizze der Einflußgrößen im symmetrischen Trapezquerschnitt ..	- 31 -
Abb. 3.2:	Definitionsskizze zur Bestimmung des hydraulisch wirksamen Trennflächenabstandes	- 45 -
Abb. 4.1:	Prinzipiskizze der Versuchsrinne und der Meßeinrichtungen	- 49 -
Abb. 4.2:	Prinzipiskizze der Versuchsrinne im Querschnitt	- 50 -
Abb. 4.3:	Sieblinie des verwendeten Quarzkristallsandes	- 51 -
Abb. 4.4:	Prinzipiskizze der akustischen Feststofftransportmessung	- 54 -
Abb. 4.5:	Prinzipiskizze des Frequenzspektrums der Nutz- und Störsignale sowie der Wirkungsweise des Filters und des Mikrofons	- 55 -
Abb. 4.6:	Prinzipiskizze zum Aufbau der Filter- und Verstärkereinheit	- 56 -
Abb. 4.7:	Kalibrierung der akustischen Feststofftransportmessung	- 58 -

Abb. 4.8: Streuungen bei der Kalibrierung der akustischen Feststofftransportmessung .	- 58 -
Abb. 4.9: Versuchsprogramm der hydraulischen Zusatzversuche mit fester Sohle	- 64 -
Abb. 4.10: Versuchsprogramm der hydraulisch-sedimentologischen Versuche mit beweglicher Sohle	- 65 -
Abb. 5.1: Versuche mit fester Sohle ohne Bewuchs: Fließgeschwindigkeiten	- 70 -
Abb. 5.2: Abflußberechnung im Bewuchsquerschnitt (Versuche von BERTRAM (1985))	- 73 -
Abb. 5.3: Versuche mit fester Sohle: Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt (a) . .	- 75 -
Abb. 5.4: Versuche mit fester Sohle: Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt (b) . .	- 75 -
Abb. 5.5: Trennflächenverfahren nach MERTENS: Kurvenscharen für konstante $(h_T/h)_{hy}$	- 78 -
Abb. 5.6: Trennflächenverfahren nach MERTENS: Koeffizienten a und $b = f((h_T/h)_{hy})$.	- 78 -
Abb. 5.7: Trennflächenverfahren nach MERTENS: Übertragungsfunktion f_{eB}	- 81 -
Abb. 5.8: Erweitertes Trennflächenverfahren nach MERTENS: Fließgeschwindigkeit im unbewachsenen Mittelquerschnitt	- 82 -
Abb. 5.9: Abhängigkeit der Trennflächenrauheit von der relativen Vorlandtiefe, nach SCHUMACHER (1995)	- 83 -
Abb. 5.10: Trennflächenverfahren nach PASCHE: Kurvenscharen für konstante $(h_T/h)_{hy}$	- 85 -
Abb. 5.11: Trennflächenverfahren nach PASCHE: Koeffizienten a und $b = f((h_T/h)_{hy})$. . .	- 85 -
Abb. 5.12: Trennflächenverfahren nach PASCHE: Übertragungsfunktion f_{eB}	- 86 -
Abb. 5.13: Erweitertes Trennflächenverfahren nach PASCHE: Fließgeschwindigkeit im unbewachsenen Mittelquerschnitt	- 87 -
Abb. 5.14: Isotachenpläne charakteristischer Versuche mit fester Sohle und teilibewachsenen Böschungen	- 89 -
Abb. 5.15: Definitionsskizze zur Geschwindigkeits- und Schubspannungsverteilung im unbewachsenen Mittelquerschnitt	- 90 -
Abb. 5.16: Geschwindigkeitsverteilung des Versuchs <i>S040b55Q060o10</i>	- 91 -
Abb. 5.17: Geschwindigkeitsverteilung des Versuchs <i>S093b55Q140o10</i>	- 91 -
Abb. 5.18: Versuche mit beweglicher Sohle ohne Bewuchs: Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt	- 97 -
Abb. 5.19: Versuche mit beweglicher Sohle und Bewuchs: Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt (mit Originalansätzen zur Sohlenrauheit berechnet) . . .	- 99 -
Abb. 5.20: Versuche mit beweglicher Sohle und Bewuchs: Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt (mit gemessener Transportkörpergeometrie berechnet) .	- 100 -

Abb. 5.21: Versuche mit beweglicher Sohle: Gemessener und berechneter Geschiebetransport (a)	- 103 -
Abb. 5.22: Versuche mit beweglicher Sohle: Gemessener und berechneter Geschiebetransport (b)	- 104 -
Abb. 5.23: Versuche ohne Bewuchs: Gemessener und berechneter Geschiebetransport (berechnet mit Original-Berechnungsansätzen)	- 109 -
Abb. 5.24: Versuche ohne Bewuchs: Gemessener und berechneter Geschiebetransport (berechnet mit adaptierten Berechnungsansätzen)	- 110 -
Abb. 5.25: Geschiebetransport nach VAN RIJN (1984), adapt. Ansatz: Kurvenscharen für konst. $(h_T/h)_{hy}$	- 114 -
Abb. 5.26: Geschiebetransport nach VAN RIJN (1984), adapt. Ansatz: Koeffizienten a, b und $c = f((h_T/h)_{hy})$	- 114 -
Abb. 5.27: Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$ für beidseitig symmetrischen Uferbewuchs	- 115 -
Abb. 5.28: Prinzipskizze des Sohlenquerprofils infolge der vegetationsbedingten Makroturbulenz	- 117 -
Abb. 5.29: Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$ für einseitig volle Uferbestockung $((h_T/h)_{hy} = 0,5)$...	- 122 -
Abb. 5.30: Übertragungsfunktion f_{eB} für einseitig volle Uferbestockung $((h_T/h)_{hy} = 0,5)$	- 123 -
Abb. 5.31: Prinzipieller Verlauf des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B,B}$	- 125 -
Abb. 5.32: Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,B}$ für beidseitig vollen Uferbewuchs mit veränderter Bewuchsdichte B_{hy}	- 128 -
Abb. 5.33: Bewuchsbeiwert σ_B für beidseitigen Uferbewuchs über den Π -Parameter A_T/A_{S0} aufgetragen	- 130 -
Abb. 5.34: Versuche mit beweglicher Sohle: Gemessener und gerechneter Geschiebetransport (ohne Berücksichtigung des Bewuchsbeiwertes σ_B) ...	- 135 -
Abb. 5.35: Versuche mit beweglicher Sohle: Gemessener und gerechneter Geschiebetransport (mit Berücksichtigung des jeweiligen Bewuchsbeiwertes σ_B nach Tab. 5.8 und 5.9)	- 136 -
Abb. 5.36: Verteilung der Dünengeometrie der Versuche ohne Bewuchs und der Versuche mit voller Uferbestockung ($b_{S0} = 0,400$ m)	- 143 -
Abb. 5.37: Prinzipskizze des Sohlenprofils im Querschnitt für verschiedene Sohlenbreiten und Bewuchsanordnungen	- 144 -
Abb. 5.38: Verteilung der Dünengeometrie im Gerinnequerschnitt	- 145 -
Abb. 5.39: Veränderung der mittleren Dünengeometrie bei variierender relativer Gewässerbreite b_T/h	- 147 -

Abb. 5.40: Einfluß des Breiten/Tiefen-Verhältnisses auf die Dünengeometrie und die Verteilung der Dünenlänge nach VAN RIJN/KLAASSEN (1981)	- 148 -
Abb. 5.41: Veränderung der mittleren Dünengeometrie bei variierender relativer Trennflächenhöhe h_T/h	- 150 -
Abb. 5.42: Vergleich der gemessenen Dünensteilheiten mit Berechnungsansätzen von FREDSE (1975) und YALIN/KARAHAN (1979)	- 152 -
Abb. 5.43: Beispiele zur Transportmessung: Kalibriermessung und zwei Versuche . . .	- 155 -
Abb. 6.1: Prinzipskizze des Anwendungsbeispiels: Naturnahes Fließgewässer mit Böschungsbewuchs	- 156 -

Verzeichnis der Tabellen

Tab. 4.1:	Versuchsprogramm der hydraulischen Zusatzversuche mit fester Sohle	- 64 -
Tab. 4.2:	Versuchsprogramm der hydraulisch-sedimentologischen Versuche mit beweglicher Sohle	- 65 -
Tab. 5.1:	Erwartete Abweichung des Abflusses im Mittelquerschnitt aufgrund der Ab- flußberechnung im Bewuchsquerschnitt der Versuche von BERTRAM (1985)	- 73 -
Tab. 5.2:	Zusammenstellung der Berechnungsergebnisse zur Erweiterung der Trennflächenverfahren nach MERTENS und PASCHE	- 94 -
Tab. 5.3:	Abweichungen und Streuungsmaße der mittleren Fließgeschwindigkeiten der Versuche mit beweglicher Sohle ohne Bewuchs	- 96 -
Tab. 5.4:	Abweichungen und Streuungsmaße der mittleren Fließgeschwindigkeiten der Versuche mit beweglicher Sohle und Bewuchs	- 101 -
Tab. 5.5:	Abweichungen und Streuungsmaße der Transportberechnung der Versuche mit und ohne Bewuchs	- 105 -
Tab. 5.6:	Abweichungen und Streuungsmaße der Transportberechnung der Versuche ohne Bewuchs mit Original- und adaptierten Transportansätzen	- 111 -
Tab. 5.7:	Koeffizienten der Original- und der adaptierten Transportansätze	- 112 -
Tab. 5.8:	Koeffizienten a, b und c der Ausgleichsfunktionen für den Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$	- 119 -
Tab. 5.9:	Koeffizienten der Übertragungsfunktion f_{eB} für den Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$. .	- 124 -
Tab. 5.10:	Koeffizienten der Ausgleichsfunktion für den Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,B}$	- 129 -
Tab. 5.11:	Abweichungen und Streuungsmaße der Transportberechnung: Vergleich mit und ohne Berücksichtigung des Bewuchsbeiwertes σ_B gemäß Tab. 5.8 und 5.9	- 134 -
Tab. 5.12:	Zusammenstellung der Berechnungsergebnisse zur Berücksichtigung des Bewuchseinflusses auf den Geschiebetransport	- 140 -
Tab. 6.1:	Wesentliche hydraulische Berechnungsergebnisse des Anwendungsbeispiels	- 158 -
Tab. 6.2:	Wesentliche sedimentologische Berechnungsergebnisse des Anwendungsbeispiels	- 160 -

1 Problemstellung

1.1 Einführung

Bei der Beurteilung der Fließgewässer hat sich in den letzten zwei bis drei Jahrzehnten ein radikaler Wandel vollzogen. Während früher die Flüsse in erster Linie unter wasserwirtschaftlichen Aspekten wie Hochwasserschutz, Binnenschifffahrt, Energiegewinnung, Fischerei usw. gesehen wurden, dominiert heute eine Betrachtungsweise, bei der auch ökologische Gegebenheiten sehr starke Beachtung finden, d.h. außer der Hydraulik werden auch hydromorphologische, biologische und physikalisch-chemische Prozesse berücksichtigt. Die Dynamik der hydraulisch-sedimentologischen Prozesse bestimmt dabei maßgebend auch viele weitere Prozesse des Gewässers.

Diese integrative Betrachtungsweise findet u.a. in der EU-WASSER-RAHMENRICHTLINIE (2000) ihren rechtlichen Niederschlag. Dort wird im Artikel 4 als ein wesentliches Umweltziel ein guter Zustand der Oberflächengewässer spätestens im Jahr 2015 definiert. Es wird weiter eine regelmäßige Überprüfung der Auswirkungen menschlicher Tätigkeiten auf den Zustand der Oberflächengewässer und des Grundwassers vorgeschrieben. Ein wesentliches Instrument der Überwachung, insbesondere für Prognosen, sind Modellberechnungen der Gewässer. Mit den Modellberechnungen werden hydrologische und hydraulische Prozesse sowie Transportprozesse, z.T. einschließlich der Stoffkinetik, beschrieben; auch Habitatmodelle für Flora und Fauna werden entwickelt.

Die Aufgaben des Flußbaus und der Gewässerregelung haben sich im Zuge des Bewußtseinswandels ebenfalls erheblich verändert. Während früher die Flüsse für eine zügige Ableitung von Hochwässern umgestaltet wurden (z.B. Begradigung des Gewässerlaufes, Befestigung der Ufer und der Sohle gegen die erhöhten Strömungsgeschwindigkeiten, Aufstau), wird heute versucht, die Fließgewässer in einen naturnahen Zustand zurückzusetzen, um die Gewässerqualität in ihrer gesamten Vielfalt insgesamt deutlich zu verbessern.

An ehemals begradigten und kanalisierten Fließgewässern werden zunehmend die Unterhaltungsarbeiten eingeschränkt oder auch gezielt Renaturierungsmaßnahmen vorgenommen. Die Renaturierungsmaßnahmen, die häufig als Ausgleichs- und Ersatzmaßnahmen anderer Bauvorhaben umgesetzt werden, betreffen lokale Einzelmaßnahmen (z.B. Bau von Aufstiegshilfen für Fische, Klein- und Kleinstlebewesen) und räumliche, dem Gewässerverlauf folgende Maßnahmen (z.B. Ausweisung von Auwaldgebieten, Anpflanzungen auf Böschungen, eingeschränkte Unterhaltungsarbeiten an den Fließgewässern).

Während sich die lokalen Maßnahmen im wesentlichen nur örtlich begrenzt auf das hydraulische System des Fließgewässers auswirken, stellt aufkommender Ufer- und Vorlandbewuchs oft

einen regionalen, ggf. sogar überregionalen Eingriff in das hydraulisch-sedimentologische Gleichgewicht eines alluvialen Fließgewässers dar.

Ein Leitbild für die ingenieurbioökologische Uferzonierung, das den erheblichen Einfluß des Uferbewuchses auf das Fließgewässer verdeutlicht, ist in Abb. 1.1 dargestellt.

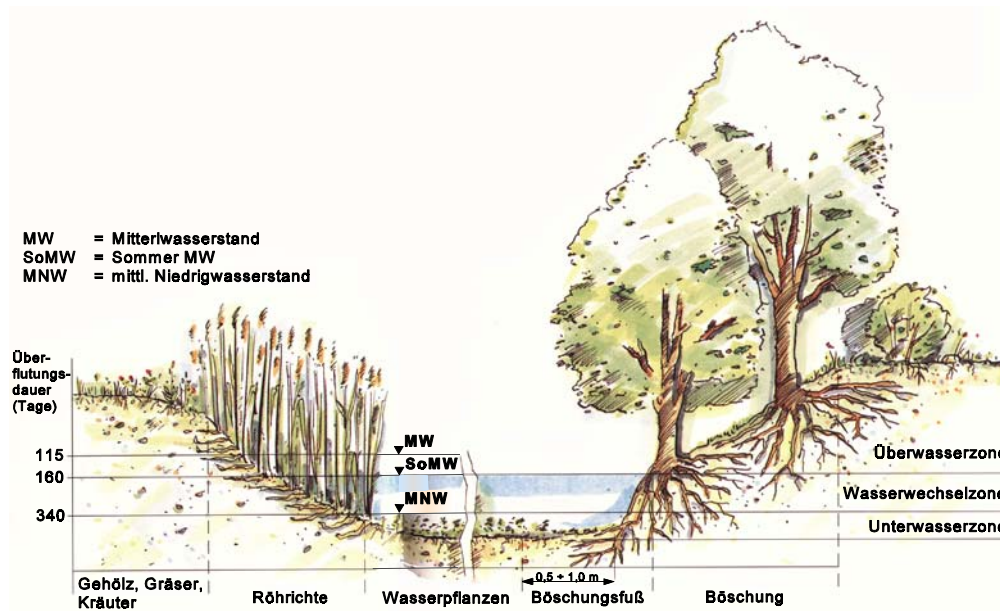


Abb. 1.1: Ingenieurbioökologische Uferzonierung nach UMWELTMINISTERIUM BADEN-WÜRTTEMBERG (1993)

Die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) förderte in ihrem Schwerpunktprogramm "Anthropogene Einflüsse auf hydrologische Prozesse" in den 80-er Jahren eine Reihe von Forschungsarbeiten zur quantitativen Erfassung des Einflusses von baum- und strauchartigem Ufer- und Vorlandbewuchs auf das Abflußgeschehen. Die Ergebnisse wurden in einem Forschungsbericht der DFG (1987) zusammengefaßt und mit Unterstützung des DVWK in praxisrelevante, eindimensionale Berechnungsverfahren umgesetzt (DVWK Merkblätter 220 (1991); im weiteren mit DVWK 220/1991 bezeichnet). Auf diese Erkenntnisse aufbauend wurden von EILERS (1990) und NEGRAßUS (1995) Untersuchungen zum Einfluß der Vegetation auf den Sedimenttransport (Geschiebe) von Fließgewässern durchgeführt und wiederum mit Unterstützung des DVWK in praxisrelevante Berechnungsverfahren für die Ingenieurpraxis umgesetzt, s. MERTENS (1994).

Die meisten sedimentologischen Transportansätze wurden für zweidimensionale Strömungsvorgänge entwickelt (breite Gerinne, kein Einfluß der Ufer) und ergaben eindimensionale, tiefengemittelte Transportansätze. Aus den mehr als 35 seit 1930 veröffentlichten Berechnungsansätzen (MERTENS (1995)) läßt sich jedoch keine eindeutige Empfehlung für einen Berechnungsansatz aussprechen. MERTENS (1994) adaptierte einige weit verbreitete Transportansätze

für kleine Fließgewässer mit Ufereinfluß. Die Adaption erfolgte im wesentlichen durch eine Konkretisierung der transportrelevanten Sohlenschubspannung:

Anstatt

$$\tau_0 = \rho g h I \quad (1.1)$$

gilt

$$\tau_{0,so} = \rho g R_{so} I \quad (1.2)$$

Die Uferwiderstände werden eliminiert, indem die Wassertiefe h durch den sohlenbezogenen hydraulischen Radius R_{so} ersetzt wird. Überschreiten die vorhandenen Schubspannungen an der Sohle die kritischen Schubspannungen des anstehenden Sohlenmaterials, kommt es zum Geschiebe- und/oder Schwebstofftransport. Die von MERTENS (1994) empfohlenen Berechnungsansätze zum Fließwiderstand und Sedimenttransport weisen einen großen Anwendungsbereich auf, liefern verhältnismäßig gute Ergebnisse, sind einfach und plausibel aufgebaut und für eine rechnergestützte Bearbeitung geeignet. Ein ergänzender Berechnungsansatz zum Sedimenttransport, der den Einfluß vegetationsbedingter Makroturbulenz quantifiziert und anhand der Versuchsergebnisse von EILERS (1990) entwickelt wurde, wird ebenfalls vorgestellt.

Die hydraulisch-sedimentologischen Verhältnisse in einem alluvialen Fließgewässer sind geprägt von einer komplexen, intensiven Interaktion zwischen der Strömung und der sandigen und/oder kiesigen Gewässersohle. In den Berechnungen werden viele der Einzelwirkungen abstrahiert. So werden in eindimensionalen Modellansätzen die hydraulischen und sedimentologischen Berechnungen entkoppelt und getrennt durchgeführt. Konkret heißt dies: Die hydraulischen Berechnungen liefern die Eingangsgrößen für die Transportberechnungen (Schubspannungen, Wasserstand, Fließgeschwindigkeit etc.) und sind damit die unabdingbare Voraussetzung, den Feststofftransport richtig zu erfassen.

Einen Überblick über wesentliche Forschungsarbeiten zur hydraulischen und sedimentologischen Wirkung von baum- und strauchartigem Bewuchs (starrer, durchströmter Ufer- und Sohlenbewuchs) gibt Abb. 1.2. Die hydraulische Wirkung des Bewuchses auf die Strömungsverhältnisse war Gegenstand der Arbeiten von LINDNER (1982) und BERTRAM (1985). LINDNER (1982) untersuchte das Widerstandsverhalten von starren, durchströmten Bewuchsbeständen auf der Gewässersohle. Die Untersuchungen wurden für Rechteckgerinne ohne bzw. mit nur geringem Ufereinfluß durchgeführt, s. Abb. 1.2, oben links. Hauptuntersuchungsgegenstände waren die Prüfung der Anwendbarkeit des Überlagerungsprinzips von EINSTEIN/BANKS (1950) und die Quantifizierung des Einflusses der Anordnung der Bewuchselemente. BERTRAM (1985) in Abb. 1.2, unten links, untersuchte den Einfluß des Uferbewuchses in einem schmalen Trapezgerinne mit konstanter Sohlenbreite. Er variierte die Anordnung der Bewuchselemente bei voller Uferbestockung sowie die Anordnung des Bewuchses auf der Böschung (parallele,

versetzte oder zufällige Anordnung). Auf diesen Grundlagen entwickelte MERTENS das k_T -Verfahren zur Berechnung der Trennflächenrauheit bei Fließgewässern mit Uferbewuchs, vgl. MERTENS (1989) und DVWK 220/1991.

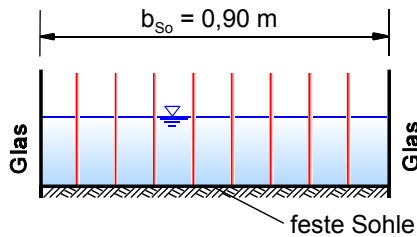
Hydraulik

(Fließwiderstände)

Sedimentologie

(Geschiebetransport, Transportkörper)

LINDNER (1982):

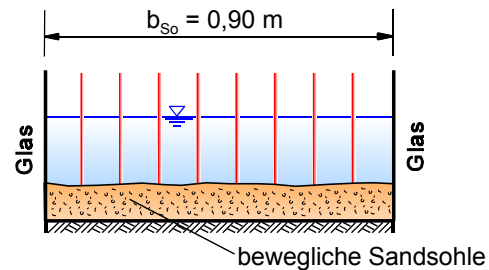


Bewuchs: $a_x/d_p = 5 \div 20$; $a_z/d_p = 10 \div 40$
Anordnung: parallel, versetzt

Hydraulik: $Q = 0,004 \div 0,032 \text{ m}^3/\text{s}$
 $h = 0,02 \div 0,15 \text{ m}$
 $l = 0,5 \div 2,0 \text{ ‰}$

Sohle: rau, glatt

NEGRAßUS (1995):

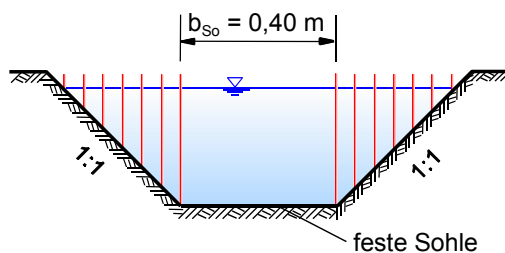


Bewuchs: $a_x/d_p = 10 \div 160$; $a_z/d_p = 10 \div 45$
Anordnung: regelmäßig, zufällig

Hydraulik: $Q = 0,030 \div 0,090 \text{ m}^3/\text{s}$
 $h = 0,06 \div 0,29 \text{ m}$
 $l = 1,5 \div 12,5 \text{ ‰}$

Sediment: $\rho_F = 2650 \text{ kg/m}^3$
 $d_{50} = 0,75 \text{ und } 0,40 \text{ mm}$
 $m_F = 10 \div 55 \text{ g/(s m)}$

BERTRAM (1985):

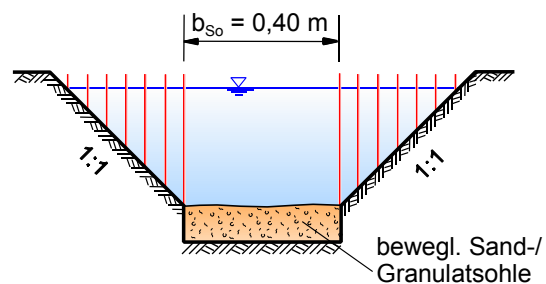


Bewuchs: $a_x/d_p = 5 \div 10$; $a_z/d_p = 5 \div 10$
Anordnung: parallel, versetzt, zufällig
volle, beidseitige Uferbestockung

Hydraulik: $Q = 0,008 \div 0,078 \text{ m}^3/\text{s}$
 $h = 0,10 \div 0,30 \text{ m}$
 $l = 0,5 \div 2,0 \text{ ‰}$

Sohle: rau

EILERS (1990):



Bewuchs: $a_x/d_p = 5 \div 10$; $a_z/d_p = 5 \div 10$
Anordnung: parallel
volle, beidseitige Uferbestockung

Hydraulik: $Q = 0,040 \div 0,070 \text{ m}^3/\text{s}$
 $h = 0,14 \div 0,35 \text{ m}$
 $l = 0,8 \div 5,5 \text{ ‰}$

Sediment: $\rho_F = 2650 \text{ und } 1035 \text{ kg/m}^3$
 $d_{50} = 0,72 \text{ und } 2,6 \text{ mm}$
 $m_F = 10 \div 75 \text{ g/(s m)}$

Abb. 1.2: Forschungsarbeiten zum Einfluß von starrem, durchströmten Bewuchs auf die hydraulisch-sedimentologischen Verhältnisse in kompakten Gerinnen am Leichtweiß-Institut für Wasserbau der Technischen Universität Braunschweig (Rinnenversuche von 1982 bis 1995)

Eine weitere, bedeutende Arbeit hierzu ist die Grundlagenforschung von PASCHE (1984). Er führte in einem Halbprofil Versuche zum Einfluß von starrem, durchströmten Vorlandbewuchs auf die Strömungsverhältnisse im Hauptgerinne durch und entwickelte das nach ihm benannte Trennflächenverfahren von PASCHE, s. Abb. 1.3 und PASCHE (1984) sowie DVWK 220/1991.

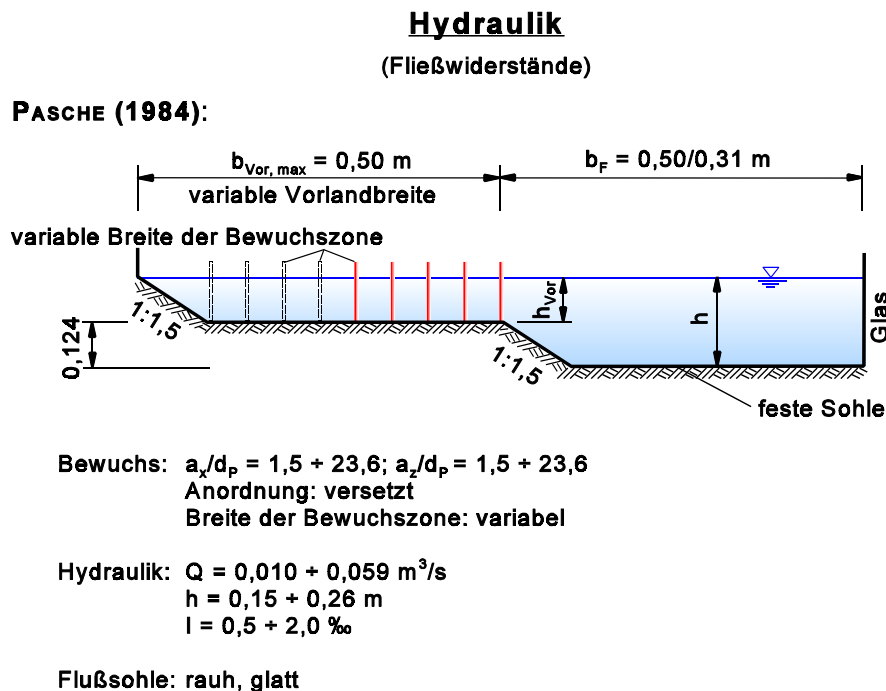


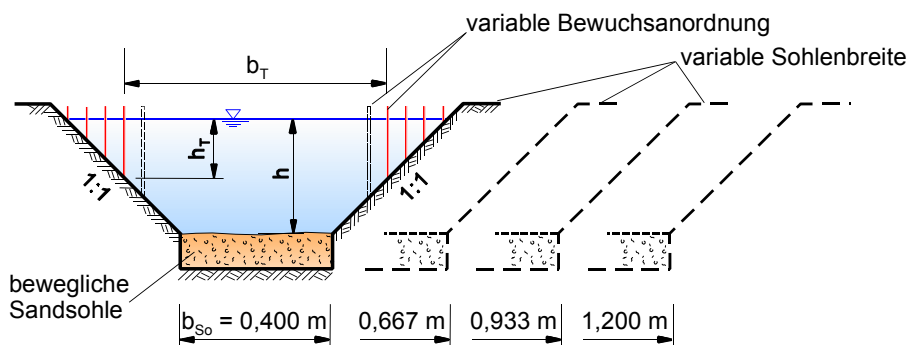
Abb. 1.3: Forschungsarbeit von PASCHE (1984) zum Einfluß von starrem, durchströmten Vorlandbewuchs auf die hydraulischen Verhältnisse in Fließgewässern (Halbprofil)

Analog zu den Randbedingungen der hydraulischen Untersuchungen von LINDNER (1982) und BERTRAM (1985) wurden von NEGRAßUS (1995) und EILERS (1990) Versuche zum Einfluß des starren, durchströmten Bewuchses auf den Geschiebetransport und die Transportkörpergeometrie gemacht. NEGRAßUS (1995) untersuchte den Einfluß von durchströmtem Bewuchs an der Gewässersohle auf den Geschiebetransport im zweidimensionalen Fall im Rechteckgerinne (kein bzw. kaum Ufereinfluß), s. Abb. 1.2, oben rechts. Er variierte neben dem Abfluß und dem Geschiebetransport die Anordnung der Bewuchselemente (Abstand in Längs- und Querrichtung) und die Bewuchsverteilung (systematische Anordnungen und Zufallsverteilung) sowie den Korndurchmesser. EILERS (1990) erfaßte den Einfluß von Uferbewuchs auf den Geschiebetransport in einem schmalen Trapezgerinne mit konstanter Sohlenbreite und voller Uferbestockung. Neben dem Geschiebetransport und dem Abfluß variierte er in seinen experimentellen Untersuchungen die Anordnung der Bewuchselemente (Abstand in Längs- und Querrichtung) sowie die Dichte des Sohlenmaterials, s. Abb. 1.2, unten rechts.

1.2 Ziel der Arbeit

Die Untersuchungen von EILERS (1990) und BERTRAM (1985) zum Einfluß von starrem, durchströmten Uferbewuchs auf die hydraulisch-sedimentologischen Verhältnisse in Trapezgerinnen beschränkten sich aus versuchstechnischen Gründen auf ein relativ schmales Gerinne mit konstanter Sohlenbreite und voller Uferbestockung, s. Abb. 1.2. Im vorliegenden Forschungsvorhaben werden nun die Verhältnisse in Trapezgerinnen mit unterschiedlichen Sohlenbreiten und teilbewachsenen Böschungen untersucht. Die Arbeiten beziehen sich auf baum- und strauchartigen, starren, durchströmten Uferbewuchs und auf Geschiebetransport an der Gewässersohle. Die Untersuchungen gliedern sich in hydraulische und hydraulisch-sedimentologische Versuche, s. Abb. 1.4.

Versuche dieses Forschungsvorhabens:



Hydraulik: Versuche mit fester Sohle

Ziel: Verifizierung der Berechnungsansätze des Trennflächenwiderstandes nach MERTENS und PASCHE

Konstante Größen: Anordnung der Bewuchselemente a_x , a_z , d_p

Variation: Abfluß Q , Gefälle I
Breiten/Tiefen-Verhältnis $b/h \approx 1 \div 8$
relative Trennhöhenhöhe $h_r/h = 0 \div 1$
beidseitiger, einseitiger Uferbewuchs

Sedimentologie: Versuche mit beweglicher Sohle

Ziel: Adaption bestehender Geschiebetransportansätze, Einfluß des Uferbewuchses auf die Transportkörper

Konstante Größen: Anordnung der Bewuchselemente a_x , a_z , d_p
Sedimenteigenschaften $\rho_F = 2650 \text{ kg/m}^3$, $d_{50} = 0,82 \text{ mm}$

Variation: Abfluß Q , Gefälle I
Breiten/Tiefen-Verhältnis $b/h \approx 1 \div 8$
relative Trennhöhenhöhe $h_r/h = 0 \div 1$
beidseitiger, einseitiger Uferbewuchs
Geschiebetransport m_G

Abb. 1.4: Untersuchungen dieses Forschungsvorhabens zum Einfluß von starrem, durchströmten Uferbewuchs auf die Strömungsverhältnisse und den Geschiebetransport in Trapezgerinnen

Hydraulische Untersuchungen

Die Berechnungsansätze zum Widerstandsverhalten der Trennfläche zwischen Bewuchszone und freiem Fließquerschnitt werden überprüft. Die Laboruntersuchungen von BERTRAM (1985) (Trapezprofil mit voller Uferbestockung und konstanter Sohlenbreite) und PASCHE (1984) (Doppeltrapezquerschnitt mit Vorlandbewuchs als Halbprofil), anhand derer die Trennflächenverfahren von MERTENS und PASCHE entwickelt wurden, weichen signifikant von den Versuchsbedingungen dieser Untersuchungen mit variabler Sohlenbreite und teilbewachsenen Böschungen ab, vgl. Abb. 1.2 und 1.3 mit Abb. 1.4. Die Ansätze wurden zwar auch für andere Gerinnegeometrien verifiziert (vgl. Abschnitt 2.2.4), je weiter aber die Randbedingungen von den Verhältnissen der Untersuchungen abweichen, für die die Ansätze entwickelt wurden, umso eher werden einzelne Einflußfaktoren unzureichend erfaßt.

Die Berechnungsansätze zum Trennflächenwiderstand werden für in der Natur besonders häufig vorkommende teilbewachsene Böschungen untersucht und in Abhängigkeit der Gewässerbreite verifiziert.

Sedimentologische Untersuchungen

Die bisherigen experimentellen Untersuchungen zum Einfluß von Uferbewuchs auf den Geschiebetransport alluvialer Fließgewässer (Trapezgerinne) unterlagen zwei wesentlichen Einschränkungen, vgl. EILERS (1990):

- volle beidseitige Uferbestockung
- schmale Gerinne mit konstanter Sohlenbreite ($b_{so}/h \approx 1,1$ bis $2,2$)

Die Erkenntnisse werden auf beliebige Bewuchsanordnungen im Querschnitt erweitert (teilbewachsene Böschungen, einseitiger Uferbewuchs). Außerdem wird der mit zunehmender Gewässerbreite abnehmende Einfluß der vegetationsbedingten Makroturbulenzen untersucht. Beim hier ermöglichten Versuchsaufbau mit maximalen Sohlenbreiten von $b_{so} = 1,20$ m (s. Abb. 1.4) sind Breiten/Tiefen-Verhältnisse von bis zu $b_{so}/h \approx 8$ realisierbar.

Die Untersuchungen werden durchgeführt, um Aufschluß über den Geschiebetransport beim Übergang von sehr intensivem Uferbewuchs (volle Uferbestockung in schmalen Gerinnen) zu geringem bzw. keinem Uferbewuchs (Teilbewuchs auf den Böschungen bzw. breitere Gerinne) zu gewinnen. Damit können die bestehenden eindimensionalen Berechnungsansätze erweitert und die physikalischen Grundlagen für die Entwicklung numerischer Modelle erarbeitet werden.

Ziel dieses Forschungsvorhabens ist es, eine physikalisch begründete Anpassung bestehender eindimensionaler Transportansätze zu entwickeln, um den Einfluß von starrem, durchströmten Uferbewuchs auf den Geschiebetransport in Trapezgerinnen mit einer Sandsohle zu erfassen, s. Abb. 1.4. Die Formeln für eindimensionale, tiefengemittelte Strömungs- und Transportverhältnisse ohne Ufereinfluß werden an die komplexen dreidimensionalen Verhältnisse infolge der vegetationsbedingten Makroturbulenzen an den Bewuchsrändern adaptiert.

2 Stand der Forschung

2.1 Allgemeines

In alluvialen Fließgewässern stehen Hydraulik und Sedimentologie in einer sehr engen Wechselwirkung. Der Fließwiderstand der Sohle und damit auch die Fließgeschwindigkeit wird außer von den geometrischen Bedingungen des Querprofils maßgeblich von den Sohlenformen (Transportkörpern, z.B. Dünen) bestimmt, vgl. Abb. 2.1. Die Transportkörperformen und Sohlenschubspannungen sind wiederum von den Strömungsverhältnissen abhängig, vgl. Abb. 2.2. Der Sedimenttransport wird von den Strömungs- und Sedimenteigenschaften bestimmt und beeinflusst die Morphologie des Gewässers (Grundriß, Längs- und Querschnittsentwicklung, Erosions- und Akkumulationsprozesse). Gleichzeitig wird wiederum der Sedimenttransport von der Morphologie beeinflusst.

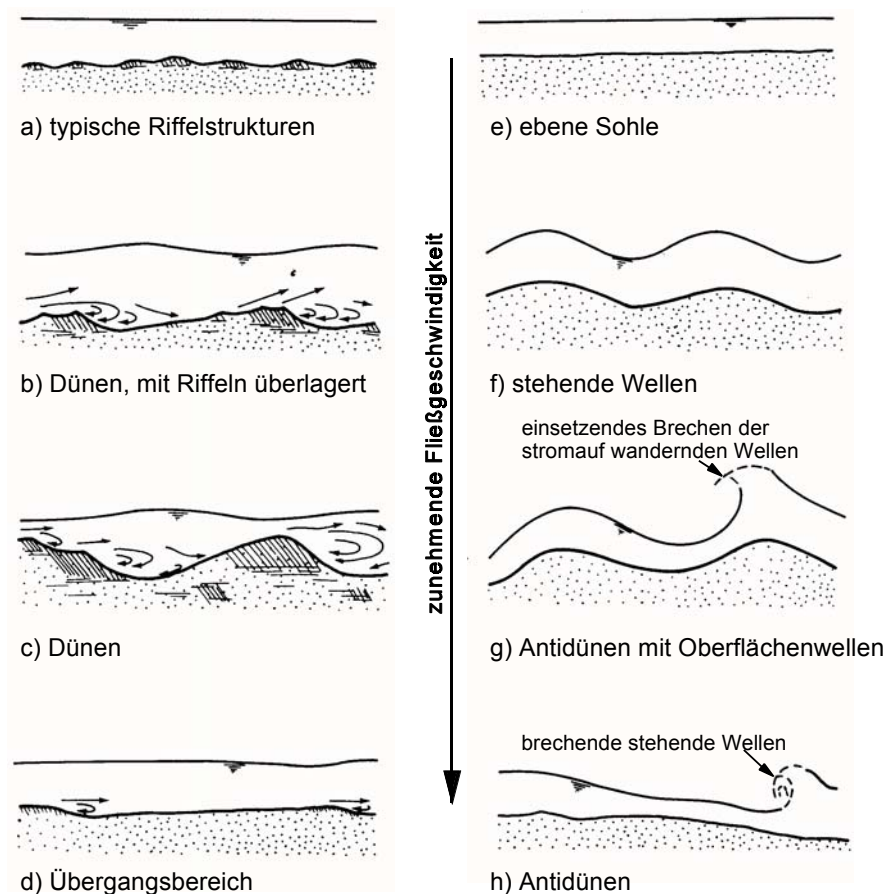


Abb. 2.1: Transportkörper-Entwicklung einer Sandsohle nach ENGELUND/FREDSØE (1982), verändert

Viele Ansätze zur Berechnung der Strömungsverhältnisse und des Sedimenttransports gehen von der Kräftebilanz eines im Gleichgewicht befindlichen Strömungsabschnitts im Gerinne aus.

Andere beruhen auf Energiebilanzen oder sind statistischer Natur. Zunächst werden mit hydraulischen Berechnungsansätzen die Strömungsverhältnisse erfaßt. Aus der hydraulischen Berechnung gehen die maßgebenden Einflußgrößen (z.B. die Schubspannungen an der Gewässer- sohle) für den Sedimenttransport hervor.

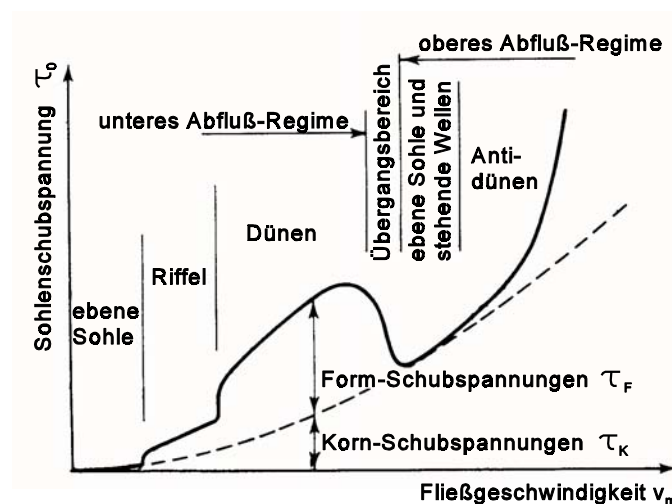


Abb. 2.2: Entwicklung der Schubspannungen nach ENGELUND/FREDSØE (1982), verändert

2.2 Hydraulische Berechnungsansätze

2.2.1 Fließformeln, Fließgesetze

In der Gerinnehydraulik wird heute zur Berechnung der mittleren Fließgeschwindigkeit in der Regel das Fließgesetz nach DARCY/WEISBACH verwendet:

$$v_m = \frac{1}{\sqrt{\lambda}} \sqrt{8gRI} = \frac{\sqrt{8}}{\sqrt{\lambda}} v_0^* \quad (2.1)$$

Der Widerstandsbeiwert λ kann nach dem um den Formfaktor f erweiterten logarithmischen Fließgesetz von COLEBROOK/WHITE bestimmt werden:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = \frac{v_m}{\sqrt{8} v_0^*} = -2,03 \lg \left(\frac{0,628}{Re f \sqrt{\lambda}} + \frac{k}{14,84 R f} \right) \quad (2.2)$$

Gleichung 2.2 wurde aus der Rohrhydraulik abgeleitet. Für Freispiegelgerinne wird häufig der Ansatz von KEULEGAN (1938) verwendet. Er ergibt sich für kompakte Gerinne mit einheitlicher Rauheit unter Vernachlässigung des geringen Einflusses der Zähigkeit in der turbulenten Freispiegelströmung (aus SCHRÖDER, 1964):

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = \frac{v_m}{\sqrt{8gRI}} = 2,0 \lg \left(12,64 \frac{R}{k} \right) \quad (2.3)$$

Unter Verwendung fester Formbeiwerte erhält man nach MERTENS (1994) aus Gl. 2.2:

- für Trapezprofile:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = \frac{v_m}{\sqrt{8gRI}} = 2,03 \lg \left(12,27 \frac{R}{k} \right) \quad (2.4)$$

- für breite Rechteckquerschnitte (kein Ufereinfluß):

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = \frac{v_m}{\sqrt{8gRI}} = 2,03 \lg \left(11,0 \frac{h}{k} \right) \quad (2.5)$$

In DVWK 220/1991 wird unabhängig von der Gerinneform Gl. 2.6 empfohlen. Gl. 2.6 entspricht dem universellen logarithmischen Fließgesetz für rauhe Gerinne (SCHRÖDER, 1964):

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = \frac{v_m}{\sqrt{8gRI}} = 2,0 \lg \left(14,84 \frac{R}{k} \right) \quad (2.6)$$

2.2.2 Berücksichtigung unterschiedlicher Teilwiderstände in kompakten Querschnitten

Der Gesamtfleißwiderstand in Flußläufen besteht häufig aus mehreren Teilwiderständen (MERTENS, 1994):

- Sohlenwiderstand:
 - Kornwiderstand der ebenen Sohle,
 - Formwiderstand aus Transportkörpern,
 - Anlandungen, Kolke, submerse Vegetation etc.
- Böschungswiderstand
- Uferbewuchs
- Krümmungen etc.

Während für unregelmäßig und lokal auftretende Widerstände wie Flußkrümmungen, Anlandungen und Kolke keine allgemeingültigen und ausreichend abgesicherten Berechnungsansätze existieren, können die anderen Teilwiderstände rechnerisch zumindest näherungsweise erfaßt werden. Fließwiderstände, die an der selben Gewässerberandung wirken, wie z.B. Korn und Formwiderstände an der Gewässersohle, können nach EINSTEIN/BANKS (1950) überlagert werden. Liegen unterschiedliche Rauheiten im Querschnitt vor, z.B. Böschungs- und Sohlenrauheit, wird der Querschnitt gedanklich nach EINSTEIN (1934) und HORTON (1933) in Einflußflächen geteilt, vgl. Abb. 2.3. Das Einflußflächenverfahren von EINSTEIN (1934) und HORTON

(1933) ist nur für Querschnitte mit gleichem Energieliniengefälle I und gleicher mittlerer Fließgeschwindigkeit v_m anwendbar, z.B. kompakte Querschnitte oder breite Gewässer mit gleichmäßiger Fließgeschwindigkeit:

$$I \approx I_i \quad (2.7)$$

$$v_m \approx v_{m,i} \quad (2.8)$$

Die Begrenzungsflächen zwischen den Einflußflächen sind demzufolge schubspannungsfrei. Unter Verwendung des Fließgesetzes von DARCY/WEIßBACH (Gl. 2.1) gilt für jede Einflußfläche ein eigenes, ihrem Widerstandsverhalten entsprechendes Widerstandsgesetz, z.B. das logarithmische Fließgesetz in Gl. 2.6.

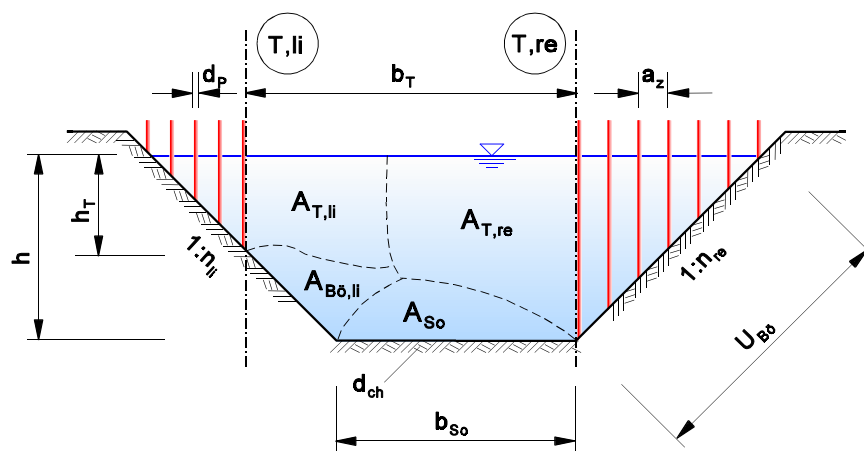


Abb. 2.3: Einflußflächen im Mittelquerschnitt nach EINSTEIN (1934) und HORTON (1933)

Geht man von der Kräftebilanz eines im Gleichgewicht befindlichen Strömungsabschnitts aus, gelten folgende Aussagen, s. MERTENS (1994):

- Die antreibenden Kräfte der einzelnen Einflußflächen aus Eigengewicht und die Widerstandskräfte des zugeordneten Wandabschnitts stehen im Gleichgewicht:

$$G_i I = \tau_i U_i \Delta l \quad (2.9)$$

- Die Gleichgewichtsbetrachtung für den Gesamtquerschnitt ergibt:

$$G I = \sum (G_i I) = \sum (\tau_i U_i) \Delta l \quad (2.10)$$

- Aus der Gleichgewichtsbetrachtung der Gl. 2.10 ergibt sich der triviale Zusammenhang, daß die Summe der Teileinflußflächen der Gesamtfläche des Querschnitts entspricht:

$$A_{ges} = \sum A_i = \sum (R_i U_i) \quad (2.11)$$

- Für jede einzelne Einflußfläche gilt eine Widerstandsfunktion, die von dem jeweiligen Widerstandsverhalten abhängt:

$$\frac{v_m}{\sqrt{8gR_iI}} = \frac{1}{\sqrt{\lambda_i}} = \text{Widerstandsfunktion} \quad (2.12)$$

Beispielhaft seien hier folgende Widerstandsfunktionen genannt:

- universelles logarithmisches Fließgesetz für sandrauhe Gerinne, Gl. 2.6
- logarithm. Fließgesetz von KEULEGAN (1938) für turbulente Freispiegelgerinne, Gl. 2.3
- Widerstandsfunktion für alluviale Gewässersohlen von BROWNLIE (1983), Anlage 1
- logarithm. Widerstandsfunktion für den Trennflächenwiderstand von PASCHE, Gl. 2.37
- Widerstandsfunktion für starre, durchströmte Pflanzenbestände nach LINDNER, Gl. 2.13

EINSTEIN (1934) leitet Gl. 2.11 aus einer Energiebilanz ab und stellt fest, daß der einfache geometrische Zusammenhang in Gl. 2.11 in Verbindung mit einer Widerstandsfunktion für jede Teilfläche (Gl. 2.12) eine (iterative) Berechnung der hydraulischen Teilradien R_i und somit der mittleren Fließgeschwindigkeit v_m ermöglicht. Voraussetzung ist, daß in allen Querschnittsteilen das gleiche Energieliniengefälle (Gl. 2.7) und die gleiche mittlere Fließgeschwindigkeit (Gl. 2.8) vorliegt. Der iterative Rechengang ergibt sich wie folgt:

- Für einen vorgegebenen Wasserstand h wird die mittlere Fließgeschwindigkeit v_m geschätzt.
- Mit den Widerstandsfunktionen gemäß Gl. 2.12 werden die hydraulischen Radien der einzelnen Teilflächen A_i berechnet.
- Mit der Kontrollbedingung in Gl. 2.11 wird geprüft, ob die Summe der berechneten Teilflächen A_i der Gesamtfläche A_{ges} entspricht. Ist dies hinreichend genau der Fall, ist die Berechnung abgeschlossen; andernfalls muß eine neue mittlere Geschwindigkeit v_m geschätzt und der Rechengang wiederholt werden.
- Der Abfluß ergibt sich aus dem Produkt der mittleren Fließgeschwindigkeit v_m und der Querschnittsfläche A_{ges} .

Teilquerschnitte, deren mittlere Fließgeschwindigkeit deutlich von der mittleren Fließgeschwindigkeit der anderen Teilquerschnitte abweicht ($v_{m,i} \neq v_m$), werden abgetrennt und separat betrachtet. Dies gilt im wesentlichen für Vorländer und Querschnittsteile mit durchströmten Pflanzenbeständen, vgl. DVWK 220/1991 und Abb. 2.3. Der Gesamtabfluß ergibt sich in diesem Fall aus der Summierung der Teilabflüsse.

2.2.3 Berechnungsansätze für Teilwiderstände

Böschungs- und Wandwiderstand

Böschungs- und Wandwiderstände werden i.d.R. mit einem logarithmischen Fließgesetz, z.B. mit Gl. 2.6 oder nach KEULEGAN (Gl. 2.3), berechnet. Das Rauheitsmaß k kann der Literatur entnommen werden (für natürliche Rauheiten s. DFG (1987) und DVWK 220/1991; für technische Rauheiten s. BOLLRICH/PREIßLER (1992)).

Kornwiderstand der Sohle

Der Sohlenwiderstand wird aufgeteilt in einen Korn- und einen Formwiderstand, s. u.a. ENGE-LUND/FREDSØE (1982) und Abb. 2.2.

Der Kornwiderstand kann u.a. mit dem logarithmischen Fließgesetz (Gl. 2.6) erfaßt werden. Als Rauheitsmaß k wird der charakteristische Korndurchmesser der Sohle angesetzt. Die Angaben über den charakteristischen Korndurchmesser schwanken sehr stark, vgl. VAN RIJN (1982) und EILERS (1990). Sie liegen zwischen $k_{s0} = 1,25 \cdot d_{35}$ (ACKERS/WHITE, 1973) und $k_{s0} = 3 \cdot d_{90}$ (VAN RIJN, 1982) bzw. $k_{s0} = 5,1 \cdot d_{84}$ (MAHMOOD, 1971). Häufig werden Werte von $k_{s0} = 2,0 \cdot d_{50}$ bis $2,5 \cdot d_{50}$ angesetzt; das entspricht etwa einem Wert von $k_{s0} = d_{90}$, der in natürlichen Fließgewässern mit ebener Sohle gemessen wurde, s. MEYER-PETER/MÜLLER (1948) und EILERS (1990).

Formwiderstand und Gesamtwiderstand der Sohle

Sowohl die Entstehung als auch die Wirkung der Transportkörper ist trotz vieler grundlegender Arbeiten bis heute physikalisch unklar, KENNEDY (1963), YALIN (1964, 1972, 1992), ALAM/KENNEDY (1969), YALIN/KARAHAN (1979). Die Vielzahl der bestehenden Berechnungsansätze spiegelt dies sehr eindrucksvoll wider.

Die Aufteilung des Sohlenwiderstandes in Korn- und Formwiderstand wird von diversen Autoren aufgegriffen und separat erfaßt. Andere Ansätze erfassen nur den summarischen Gesamtwiderstand der Sohle, vgl. Abb. 2.2. Die Berechnungsansätze für den Sohlenwiderstand können nach EILERS (1990) in vier Gruppen eingeteilt werden:

1. Gruppe: Der Formwiderstand wird als örtlicher Formverlust angesetzt.

Nach FREDSØE (1975), ENGELUND (1977) und YALIN/SCHUEERLEIN (1988) entsteht der Strömungswiderstand infolge des örtlichen Aufweitungsverlustes hinter den Transportkör-

pern. Der Aufweitungsverlust wird nach BORDA/CARNOT erfaßt. Der Form-Widerstandsbeiwert λ_F ergibt sich als Funktion der Transportkörperabmessungen. EILERS (1990) erweitert die für den zweidimensionalen Fall (kein Ufereinfluß) entwickelten Ansätze um einem Profilbeiwert α_p . Der Profilbeiwert beschreibt das Verhältnis der Teilfläche, die von der Sohle beeinflusst wird, zur Gesamtfläche des unbewachsenen Querschnitts, $\alpha_p = A_{So}/A_M$.

- 2. Gruppe:** Berücksichtigung des Formwiderstandes durch die äquivalente Rauheitshöhe k_s einer logarithmischen Widerstandsfunktion.

Analog zur Wand- und Böschungsrauheit bzw. zur ebenen Sohle kann der Formwiderstand der Sohle mit dem logarithmischen Fließgesetz in Gl. 2.6 berechnet werden. ZANKE (1982) setzt direkt die Transportkörperhöhe als äquivalente Rauheitshöhe an, als maßgebliche Wassertiefe definiert er die Wassertiefe über den Kämmen der Transportkörper. Dieser Ansatz setzt die Kenntnis der Dünen- bzw. Riffelhöhen aus Messungen oder Berechnungen voraus. VAN RIJN (1984) berechnet die äquivalente Rauheitshöhe aus dem charakteristischen Korndurchmesser des Sohlenmaterials und der Transportkörpergeometrie. Für die Transportkörpergeometrie gibt VAN RIJN ebenfalls Berechnungsansätze an.

- 3. Gruppe:** Der Formwiderstand wird als Funktion der Feststoff-Froude-Zahl Fr_K^* bestimmt.

EINSTEIN/BARBAROSSA (1952) berechnen den Formwiderstandsbeiwert λ_F als Funktion von Fr_K^* . ENGELUND (1966, 1967) und ENGELUND/FREDSØE (1982) zeigen einen Zusammenhang zwischen der Gesamt- und der Kornsohlenschubspannung auf. Auf dimensionsanalytischem und statistischem Weg ermitteln KARIM/KENNEDY (1990) die mittlere Fließgeschwindigkeit v_m als Funktion von λ_{So}/λ_K (Ansatz IV-B).

- 4. Gruppe:** Der Formwiderstand wird in Abhängigkeit hydraulischer Parametern bestimmt.

BROWNLIE (1983) bestimmt die sohlenbezogene Feststoff-Froude-Zahl Fr_{So}^* in Abhängigkeit der dimensionslosen Fließgeschwindigkeit Fr_g , des Energiegefälles I und der Materialkennwerte ρ' und σ_g . ALAM/KENNEDY (1969) zeigen eine Abhängigkeit des Formwiderstands in folgender Form auf: $\lambda_F = f(v_m / (g \cdot d_{50})^{0,5}, d_{50}/R_{So})$. Nach RAUDKIVI (1976) wird die Widerstandsfunktion durch folgende Abhängigkeit beschrieben: $v_m / (v_0^{*2} - v_{0,cr}^{*2})^{0,5} = f(Fr^*)$. Bei den zwei letztgenannten Verfahren streuen die berechneten Widerstandsbeiwerte recht stark gegenüber Meßwerten. Für den Ansatz von RAUDKIVI können die Abweichungen in Grenzen gehalten werden, wenn die Anwendung auf kiesiges Material ($d_{50} \approx 2$ bis 20 mm) beschränkt bleibt.

Insgesamt ist die Quantifizierung des Formwiderstandes mit großen Unsicherheiten behaftet. Die Ansätze von ENGELUND (1966), BROWNLIE (1983), YALIN/SCHUEERLEIN (1988) und KARIM/KENNEDY (1990) für sandiges Material und der Ansatz von RAUDKIVI (1976) für Kies sind durch zahlreiche Messungen abgesichert.

Die in dieser Arbeit angewendeten Ansätze von BROWNLIE (1983), ENGELUND (1966), KARIM/KENNEDY (1990), VAN RIJN (1984) und von YALIN/SCHUEERLEIN (1988) sind in Anlage 1 aufgeführt.

2.2.4 Berechnungsansätze für Bewuchswiderstände

2.2.4.1 Allgemeines

Die Vegetation natürlicher Fließgewässer wird in hydraulischer Hinsicht in Klein-, Mittel- und Großbewuchs unterteilt, DVWK 220/1991. Die Klassifizierung wird in Relation zur Wassertiefe vorgenommen. Kleinbewuchs, der deutlich niedriger als die Wassertiefe ist, wird überströmt und als Wandrauheit betrachtet und berechnet. Mittelbewuchs, der etwa bis zur Wasserlinie reicht, wird sowohl durch- als auch überströmt. Für das Widerstandsverhalten von Mittelbewuchs liegen keine geschlossenen Berechnungsansätze vor. Es wird im allgemeinen, abhängig von den Strömungsverhältnissen, wie Groß- oder Kleinbewuchs berechnet. Querschnittsbereiche mit Großbewuchs (durchströmter baum- und strauchartiger Bewuchs) werden durch Trennflächen vom Gesamtquerschnitt abgetrennt und separat berechnet, s. Abb. 2.3.

Zur Abflußberechnung wird der Fließquerschnitt nach DVWK 220/1991 in vier hydrodynamische Strömungsbereiche geteilt, s. Abb. 2.4. Die Bereiche II und III sind von einem intensiven Massen- und Impulsaustausch (Makroturbulenz) geprägt, der rechnerisch durch eine extrem rauhe Trennfläche an der Bewuchsgrenze erfaßt wird. Die Bereiche I und IV sind von den Makroturbulenzen praktisch unbeeinflusst.

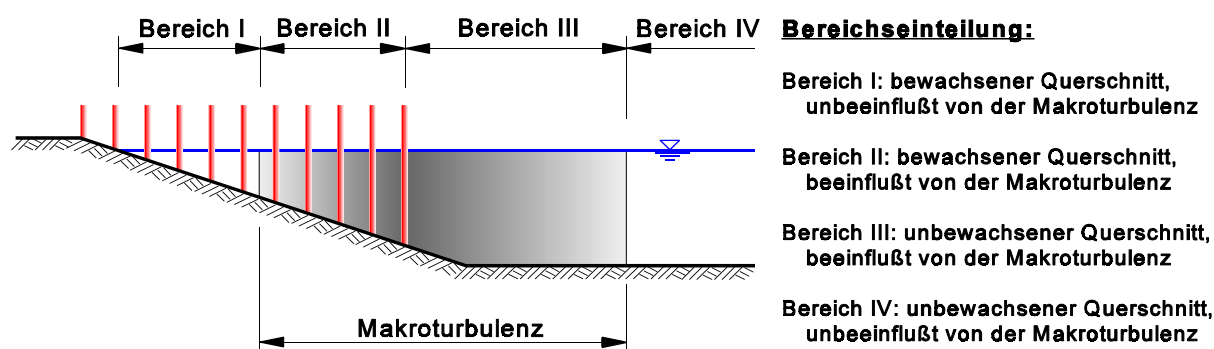


Abb. 2.4: Hydrodynamische Strömungsbereiche, nach DVWK 220/1991

2.2.4.2 Strömungsbereiche I und II: Durchströmter, starrer Bewuchs

Die von der Sohlenrauheit geprägte logarithmische Geschwindigkeitsverteilung liegt für durchströmten Bewuchs nur noch in einem sehr kleinen sohlennahen Bereich vor. Darüber stellt sich ein nahezu konstantes Geschwindigkeitsprofil in der Vertikalen ein, das nur vom Formwiderstand des Pflanzenkollektivs bestimmt ist, LINDNER (1982). Die Fließwiderstände aus der Sohle und der Vegetation können nach EINSTEIN/BANKS (1950) überlagert werden. Für verhältnismäßig glatte Sohlen kann die Sohlenrauheit vernachlässigt werden (DVWK 220/ 1991).

Abgeleitet vom Strömungswiderstand eines Pflanzenelements auf der Grundfläche $a_x \times a_z$ berechnet sich der Widerstandsbeiwert eines Pflanzenbestandes nach LINDNER (1982) gemäß Gl. 2.10, s.a. Abschnitt 2.2.5:

$$\lambda_p = \frac{4 A_p}{a_x a_z} c_{WR} \quad (2.13)$$

für: horizontale Sohle

mit: $A_p = h d_p$

Für geböschte bewachsene Flächen berechnet sich der Widerstandsbeiwert nach MERTENS (in DVWK 220/1991) zu:

$$\lambda_p = \frac{4 A_p \cos(\alpha)}{a_x a_z} c_{WR} \quad (2.14)$$

für: geböschte Sohle

mit: $A_p = h_m d_p$

α = Böschungswinkel [°]

Die Problematik verlagert sich auf eine korrekte Bestimmung des Formwiderstandsbeiwertes c_{WR} . LINDNER (1982) gibt folgende Formel unter Berücksichtigung der Einflüsse durch Verbauung und Schwerewellen an:

$$c_{WR} = c_{W,\infty} \left(1 + 1,9 \frac{d_p}{a_z} c_{W,\infty} \right) \left(\frac{v_i}{v_m} \right)^2 + \Delta c_w \quad (2.15)$$

Der Schwerewellenanteil Δc_w bestimmt sich nach LINDNER (1982) zu:

$$\Delta c_w = \frac{2}{Fr^2} (1 - y^*) \quad (2.16)$$

$$\frac{y^* (y^{*2} - 1)}{2 \left(y^* - \frac{a_z}{a_z - d_p} \right)} = Fr^2 \quad (2.17)$$

$$y^* = \frac{y_u}{y_o} \quad (2.18)$$

Für die relative Anströmgeschwindigkeit (v_i/v_m) gibt LINDNER (1982) folgende Näherungslösung an:

$$\frac{v_i}{v_m} = 0,45 \left(\frac{a_x}{d_p} \right)^{0,23} \quad (2.19)$$

Gl. 2.13 berücksichtigt keine Maßstabeffekte (Beispiel: viele kleine Bewuchselemente ergeben bei gleichem Verbauungsverhältnis einen größeren Fließwiderstand als wenige große Bewuchselemente). PASCHE (1984) berechnet die relative Anströmgeschwindigkeit, indem er nicht die Verbauungsverhältnisse (a_x/d_p) und (a_z/d_p) berücksichtigt, sondern die relative Nachlauflänge und -breite (a_{NL}/a_x) und (a_{NB}/a_z):

$$\left(\frac{v_i}{v_m} \right)^2 = 1,15 \left(\frac{a_{NL}}{a_x} \right)^{-0,48} + 0,50 \left(\frac{a_{NB}}{a_z} \right)^{1,10} \quad (2.20)$$

$$\text{mit: } \frac{\Delta v_{\max}}{v_{\infty}} = 0,03 = 0,9 \left(\frac{a_{NL}}{c_{W,\infty} d_p} \right)^{-0,7} \left(\frac{1 + g a_{NL} I}{v_m^2/2} \right)^{-3/2}$$

$$a_{NB} = 0,24 a_{NL}^{0,59} (c_{W,\infty} d_p)^{0,41}$$

Die Widerstandszahl eines freistehenden, unbeeinflussten Kreiszylinders $c_{W,\infty}$ kann nach DVWK 220/1991 in Abhängigkeit der Reynolds-Zahl wie folgt ermittelt werden:

$$\begin{aligned} c_{W,\infty} &= 3,07 \operatorname{Re}^{-0,168} && \text{für } \operatorname{Re} < 800 \\ c_{W,\infty} &= 1,0 && \text{für } 800 \leq \operatorname{Re} < 8000 \\ c_{W,\infty} &= 1,2 && \text{für } 8000 \leq \operatorname{Re} < 10^5 \end{aligned}$$

$$\text{mit: } \operatorname{Re} = \frac{v_m d_p}{\nu} \quad (2.21)$$

Der Formwiderstandsbeiwert c_{WR} liegt zwischen 0,6 und 2,4. Für Übersichtsrechnungen kann der Wert nach DVWK 220/1991 konstant mit

$$c_{WR} = 1,5 \quad (2.22)$$

angenommen werden.

Der Abfluß in den bewachsenen Bereichen I und II berechnet sich aus dem Produkt der durchströmten Fläche und der mittleren Fließgeschwindigkeit.

Im Strömungsbereich II wird ein additiver Teilabfluß ΔQ_{II} berücksichtigt, der die beschleunigende Wirkung der Scheinschubspannungen in der Trennfläche erfaßt:

- nach BERTRAM (1985):

Ansatz einer parabelförmigen (quadratischen) Geschwindigkeitsverteilung:

$$v_{II}(z) = \frac{v_T - v_I}{b_m^2} (b_m - z)^2 + v_I \quad (2.23)$$

Die maximal mitwirkende Breite $b_{m, \max}$ wird von BERTRAM nur grafisch und nicht formelmäßig angegeben, s. BERTRAM (1985, Abb. 60). Für die Bewuchsanordnung $a_x = a_z = 5$ cm wird die maximal mitwirkende Breite zu $b_{m, \max} = 0,10$ m bestimmt. Die Geschwindigkeit in der Trennfläche v_T wird von BERTRAM aus der logarithmischen Geschwindigkeitsverteilung berechnet, s. Gl. 5.15. Der zusätzliche Abfluß ergibt sich im Bereich einer Böschung zu:

$$\Delta Q_{II} = \frac{n}{4} (v_T - v_I) (h_T - h_I) \left(h_T + \frac{1}{3} h_I \right) \quad (2.24)$$

- nach PASCHE (1984):

Ansatz einer parabelförmigen (kubischen) Geschwindigkeitsverteilung:

$$v_{II}(z) = \frac{v_T - v_I}{b_m^3} (b_m - z)^3 + v_I \quad (2.25)$$

Als maximal mitwirkende Breite $b_{m, \max}$ wird für Böschungsbewuchs nach DVWK 220/1991 die Breite des Wasserspiegels im Bewuchsquerschnitt angesetzt. Die Geschwindigkeit in der Trennfläche v_T wird nach PASCHE (1984) berechnet, s. Gl. 2.35 bis 2.39. Der zusätzliche Abfluß ergibt sich im Bereich einer Böschung zu:

$$\Delta Q_{II} = \frac{n}{20} (v_T - v_I) (h_T - h_I) (4h_T + h_I) \quad (2.26)$$

- nach DVWK 220/1991:

Der zusätzliche Abfluß durch die Scheinschubspannungen in der Trennfläche kann für ingenieurpraktische Anwendungen unberücksichtigt bleiben. Somit wird in diesem Fall nicht mehr zwischen den Bereichen I und II unterschieden.

2.2.4.3 Strömungsbereich III: Trennflächenwiderstand durch Bewuchs

In Querschnitten mit durchströmtem Bewuchs (Bereiche I und II) liegt im allgemeinen eine deutlich niedrigere Fließgeschwindigkeit vor als im angrenzenden unbewachsenen Querschnitt (Bereich III). An der Bewuchsgrenze werden die Querschnittsteile getrennt und einzeln berechnet, s. Abb. 2.3. Der Trennfläche wird eine fiktive Rauheit zugewiesen, die dem Fließwiderstand der vom Bewuchs induzierten Makroturbulenzen entspricht. Die Teileinzugsfläche A_T , die von der Trennflächenrauheit beeinflusst wird, bildet im Strömungsbereich III eine separate Stromröhre nach dem Einflußflächenverfahren von EINSTEIN (1934) und HORTON (1933).

Die Berechnung des Trennflächenwiderstandes basiert auf dem Konzept einer mitwirkenden Interaktionsbreite, s. Abb. 2.5. Der Widerstandskraft in der Trennfläche wird ein äquivalentes Rauheitsmaß k zugeordnet. Zwei praxisrelevante Berechnungsansätze sind in DVWK 220/1991 dargestellt und werden im folgenden kurz erläutert.

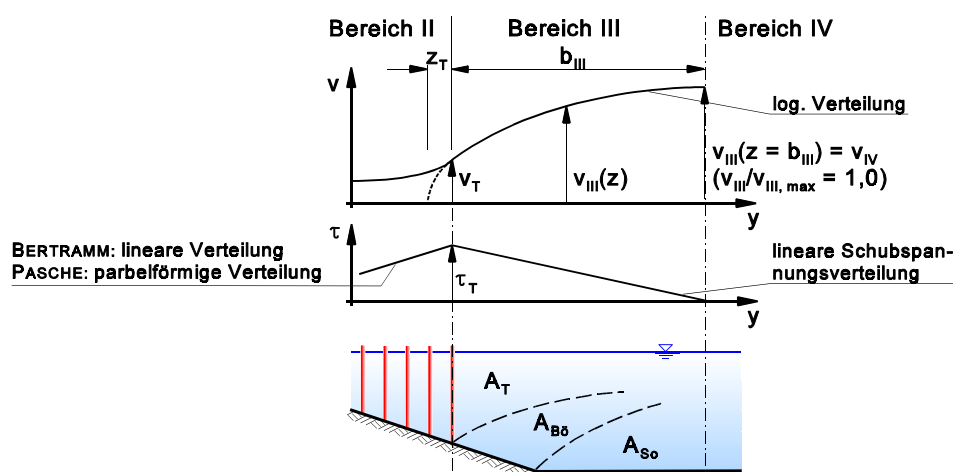


Abb. 2.5: Prinzipische Skizze zur mitwirkenden Interaktionsbreite

Trennflächenverfahren nach MERTENS (MERTENS 1989, DVWK 220/1991):

MERTENS entwickelte seinen Berechnungsansatz aufbauend auf den Untersuchungen von BERTRAM (1985), verifizierte den Berechnungsansatz aber auch für andere Querschnittsformen (teilbewachsene Rechteckquerschnitte (Labormessungen in KAISER, 1984), bewachsene Vorländer (Labormessungen in PASCHÉ, 1984) und Trapezgerinne mit Vorländern (Naturmessungen in RICKERT, 1986)).

Ausgehend vom logarithmischen Fließgesetz gemäß Gl. 2.6 berechnet MERTENS die Trennflächenrauheit k_T . Sie setzt sich aus einer äquivalenten Rauheitshöhe der Bewuchselemente und einer interaktionsbedingten Rauheitshöhe zusammen:

$$k_T = k_{T,0} + k_{T,I} = 1,5 d_p + c b_{m,II} \quad (2.27)$$

Die interaktionsbedingte Rauheitshöhe ($c b_{m,II}$) wird von der Gerinnegeometrie und der Bewuchsanordnung bestimmt. Mit dem von BERTRAM (1985) dimensionsanalytisch hergeleiteten Bewuchsparameter

$$B = \left(\frac{a_x}{d_p} - 1 \right)^2 \left(\frac{a_z}{d_p} \right) \quad (2.28)$$

$$\text{mit: } a_z/d_p = 10 \quad \text{für } a_z > 10 d_p$$

ergibt sich c zu:

$$c = 1,2 - 0,3 \cdot 10^{-3} B + 0,06 (10^{-3} B)^{1,5} \quad (2.29)$$

$$\text{für: } B \lesssim 6000$$

Die mitwirkende Breite $b_{m,II}$ ergibt sich für kleine Bewuchszonen aus der Profilgeometrie:

$$b_{m,II} = A_{II}/h_T \quad (2.30)$$

Für ausgedehnte Bewuchszonen, z.B. auf Vorländern oder sehr flachen Böschungszonen, ist die mitwirkende Breite begrenzt. MERTENS gibt die Grenzen wie folgt an:

– lichter Bewuchs ($B \gtrsim 16$):

$$b_{m,II,max}/b_{III} = 1,0 \quad (2.31)$$

– dichter Bewuchs ($B \lesssim 16$):

$$b_{m,II,max}/b_{III} = 0,25 B^{0,5} \quad (2.32)$$

Die Breite b_{III} , in der die Makroturbulenzen auftreten, berechnet sich gemäß DVWK 220/1991 näherungsweise aus folgender Gleichung:

$$b_{III,li}/\lambda_{T,li} = b_{III,re}/\lambda_{T,re} \quad (2.33)$$

Bei symmetrischem Bewuchs gilt:

$$b_{III} = b_T/2 \quad (2.34)$$

Trennflächenverfahren nach PASCHE (PASCHE 1984, DVWK 220/1991):

PASCHE leitet seinen Berechnungsansatz dimensionsanalytisch her und bestimmt die Koeffizienten anhand von Laborversuchen an einem Halbprofil mit bewachsenem Vorland, s. Abb. 1.3. Der Bewuchseinfluß wird analog zu BERTRAM (1985) über einen Bewuchsparameter erfaßt. PASCHE bestimmt seinen Bewuchsparameter Ω wie folgt:

$$\Omega = \left(0,07 \frac{a_{NL}}{a_x} \right)^{3,3} + \left(\frac{a_{NB}}{a_z} \right)^{0,95} \quad (2.35)$$

mit: $\frac{\Delta v_{\max}}{v_{\infty}} = 0,03 = 0,9 \left(\frac{a_{NL}}{c_{W,\infty} d_p} \right)^{-0,7} \left(\frac{1 + g a_{NL} I}{v_T^2/2} \right)^{-3/2}$

$$a_{NB} = 0,24 a_{NL}^{0,59} (c_{W,\infty} d_p)^{0,41}$$

Die Widerstandszahl des freistehenden, unbeeinflussten Kreiszylinders $c_{W,\infty}$ wird wiederum nach DVWK 220/1991 ermittelt:

$$\begin{aligned} c_{W,\infty} &= 3,07 \operatorname{Re}^{-0,168} && \text{für } \operatorname{Re} < 800 \\ c_{W,\infty} &= 1,0 && \text{für } 800 \leq \operatorname{Re} < 8000 \\ c_{W,\infty} &= 1,2 && \text{für } 8000 \leq \operatorname{Re} < 10^5 \end{aligned}$$

mit: $\operatorname{Re} = \frac{v_T d_p}{\nu}$ (2.36)

Analog zum Sohlenrauheitskonzept wird eine logarithmische Geschwindigkeitsverteilung im unbewachsenen Querschnitt angenommen. PASCHE verwendet jedoch nicht das logarithmische Fließgesetz (Gl. 2.6), sondern wählt folgenden logarithmischen Ansatz:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_T}} = \frac{v_m}{\sqrt{8gR_T I}} = -2,0 \cdot \lg \left(0,07 \left(\frac{b_{m,II}}{b_{III}} \right)^{1,07} \Omega \right) \quad (2.37)$$

Die mitwirkende Breite $b_{m,II}$ der relativen Rauheit ($b_{m,II}/b_{III}$) ergibt sich zu:

$$b_{m,II} = \frac{c h_T}{\lambda_{II} (0,068 e^{0,56 c_T} - 0,056)} \quad (2.38)$$

mit: λ_{II} = Gesamtwiderstandsbeiwert des Bereichs II

c_T = slip velocity [1]

$$= -3,27 \lg \Omega + 2,85 = \frac{v_T}{v_T^*} \quad (2.39)$$

Ein Grenzwert für die maximale Ausdehnung der mitwirkenden Breite $b_{m, II}$ wird von PASCHE (1984) nicht explizit angegeben. Er stellt jedoch bei sehr schmalen Vorländern einen Einfluß auf den Fließwiderstand in der Trennfläche fest. In DVWK 220/1991 wird dieser Maximalwert in einem numerischen Anwendungsbeispiel mit der für die Interaktion zur Verfügung stehenden Wasserspiegelbreite angegeben:

$$b_{m, II, \max} = b_{WSP, \text{ Bewuchs}} \quad (2.40)$$

Der Faktor c in Gl. 2.38 wurde aus der Adaption des Trennflächenansatzes von PASCHE an die Versuche von BERTRAM (1985) im Trapezgerinne empirisch gewonnen. Er wurde in DFG (1987) unabhängig von geometrischen Größen zu

$$\begin{aligned} c_{\text{Vorlandbewuchs}} &= 1,0 \\ c_{\text{Böschungsbewuchs}} &= 1,7 \end{aligned} \quad (2.41)$$

bestimmt. Für die Größe b_{III} gelten analog zum Ansatz von MERTENS die Gleichungen 2.33 und 2.34.

2.2.4.4 Strömungsbereich IV: Vom Bewuchs unbeeinflußter Mittelquerschnitt

Im Strömungsbereich IV in Abb. 2.4 liegt kein Einfluß der bewuchsinduzierten Makroturbulenz mehr vor. Die Fließgeschwindigkeit kann mit den herkömmlichen Ansätzen der Sohlenrauheit berechnet werden.

2.2.4.5 Anmerkungen zur Berechnung des Pflanzenwiderstandes nach LINDNER

LINDNER (1982) geht bei seinem Ansatz zur Berechnung des Widerstandsbeiwertes für ein Pflanzenkollektiv (s. Gl. 2.13) vom Überlagerungskonzept von EINSTEIN/BANKS (1950) aus, s. Abb. 2.6. Bei der Ermittlung des Formwiderstandsbeiwertes c_{WR} aus seinen Versuchsergebnissen wendet er das Überlagerungskonzept jedoch nicht konsequent an.

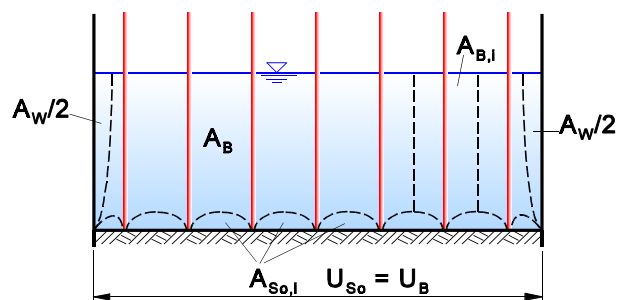


Abb. 2.6: Prinzipiskezze zu den Einflußflächen bei rauher Sohle mit Bewuchs

LINDNER berechnet die Widerstandsbeiwerte für das Pflanzenkollektiv λ_p und die Sohle λ_{so} mit einem einheitlichen hydraulischen Radius R_{B+so} :

$$R_{B+so} = (A_{ges} - A_W)/U_{so}$$

Die konsequente Überlagerung nach EINSTEIN/BANKS erfolgt dagegen mit separaten hydraulischen Radien für die Sohle und für den Bewuchs (gemäß des Einflußflächenverfahrens von EINSTEIN (1934) und HORTON (1933)):

$$\lambda_{so} = f(R_{so}, k_{so}) \quad (2.42)$$

$$\lambda_p = f(R_B, a_x, a_z, A_p, c_{WR}) \quad (2.43)$$

Die Formwiderstandsbeiwerte c_{WR} , die LINDNER aus den 68 Versuchen mit Bewuchs und rauher Sohle berechnet, liegen im Mittel um 16,6 % über den Formwiderstandsbeiwerten, die sich nach einer konsequenten Anwendung des Überlagerungsverfahrens nach EINSTEIN/BANKS ergeben. Für hohe Wasserstände gehen die Abweichungen aufgrund des abnehmenden Einflusses der Sohlenrauheit jedoch gegen Null; für niedrige Wasserstände sind die Abweichungen dagegen größer.

2.3 Sedimentologische Berechnungsansätze

2.3.1 Allgemeines

Der Sedimenttransport in Fließgewässern wird unterteilt in Geschiebe- und Schwebstofftransport sowie in die Spülfracht (wash load). Während beim Geschiebetransport das Material im direkten Kontakt zur Sohle steht, werden die Schwebstoffe im gesamten Wasserkörper transportiert. Die Spülfracht besteht meistens aus sehr feinkörnigem Material ($d < 0,06 \text{ mm}$), das häufig aus den angrenzenden Oberflächen in das Gewässer eingetragen wird. Es ist im allgemeinen nicht oder nur zu geringen Teilen im Material der Gewässersohle (Bettmaterial) enthalten.

Der Transport des Bettmaterials (Geschiebe- und Schwebstofftransport) steht im Zusammenhang mit den Vorgängen an der Gerinnesohle und mit den hydraulischen Größen des Gerinnes und kann in Abhängigkeit dieser Parameter quantifiziert werden. Im Rahmen dieser Arbeit wird nur der Geschiebetransport untersucht, d.h. außer den Formeln zur Berechnung des Geschiebetransports gelten auch die Berechnungsansätze für den Gesamttransport (Sonderfall: kein Schwebstofftransport).

2.3.2 Theoretische Betrachtungen

Dimensionsanalytische Betrachtungen für den Feststofftransport in einer stationär gleichförmigen Strömung wurden von zahlreichen Autoren durchgeführt bzw. erläutert (u.a. AKSOY, 1964; YALIN, 1965; ZANKE, 1982). Die hydraulisch-sedimentologischen Vorgänge für zweidimensionale Strömungsverhältnisse (kein Ufereinfluß) werden gemäß der klassischen Dimensionsanalyse nach YALIN (1965) von folgenden Parametern beeinflusst:

– **Fluideigenschaften:**

ρ [kg/m³] Dichte des Wassers
 ν [m²/s] kinematische Viskosität

– **Feststoffeigenschaften:**

ρ_F [kg/m³] Feststoffdichte
 d_{ch} [m] charakteristischer Korndurchmesser

– **Geometrische Parameter im Gerinne ohne Ufereinfluß:**

h [m] Wassertiefe
 I [1] Energieliniengefälle

– **Kinematische Parameter:**

g [m/s²] Erdbeschleunigung

In allgemeiner Schreibweise kommt man zu der dimensionsbehafteten Funktion A:

$$A = f_1(\rho, \nu, \rho_F, d_{ch}, I, h, g) \quad (2.44)$$

Unter Anwendung des Π -Theorems von BUCKINGHAM kann Gl. 2.44 nach mehreren Berechnungsschritten zu folgender Gleichung umgeformt werden, vgl. YALIN (1992):

$$\Pi_A = \varphi_1(Re^*, Fr^*, \rho', h/d_{ch}) \quad (2.45)$$

Wird für den Parameter Π_A die Feststofftransportzahl nach EINSTEIN ϕ^* eingesetzt, erhält man eine grundlegende Gleichung des Geschiebetransports:

$$\phi^* = \varphi_2(Re^*, Fr^*, \rho', h/d_{ch}) \quad (2.46)$$

$$\begin{aligned} \text{mit: Feststofftransportzahl: } \phi^* &= \frac{m_F}{\rho_F \sqrt{\rho' g d_{ch}^3}} \\ \text{Feststoff-Reynolds-Zahl: } Re^* &= \frac{v_0^* d_{ch}}{\nu} \\ \text{Feststoff-Froude-Zahl: } Fr^* &= \frac{h I}{\rho' d_{ch}} = \frac{v_0^{*2}}{\rho' g d_{ch}} \\ \text{relative Feststoffdichte: } \rho' &= \frac{\rho_F - \rho}{\rho} \\ \text{relative Rauheit: } \varepsilon &= \frac{h}{d_{ch}} \end{aligned}$$

Anmerkungen zu den Π -Parametern:

Re^* : Die Feststoff-Reynolds-Zahl Re^* kann mit der Feststoff-Froude-Zahl Fr^* verknüpft werden, so daß ein neuer Π -Parameter, der sedimentologische Korndurchmesser D^* , entsteht:

$$D^* = \left(\frac{Re^{*2}}{Fr^*} \right)^{1/3} = d_{ch} \left(\frac{\rho' g}{\nu^2} \right)^{1/3}$$

Für ein definiertes Material mit gegebenem Korndurchmesser d_{ch} und der Dichte ρ_F hängt der sedimentologische Korndurchmesser D^* nur noch von der kinematischen Viskosität ν und somit von der Temperatur ab. In Laboruntersuchungen ist die Temperatur nur geringen Schwankungen unterworfen, so daß D^* als nahezu konstante Größe auftritt und somit Re^* für viele Randbedingungen aus Gl. 2.46 entfallen kann. Unabhängig von der Temperatur ist der Einfluß der Zähigkeit für $Re^* \geq 70$ im allgemeinen vernachlässigbar, ZANKE (1982).

ρ' : Erfahrungen zeigen, daß der Einfluß der relativen Dichte ρ' mit der Feststoff-Froude-Zahl Fr^* hinreichend berücksichtigt wird und somit aus Gl. 2.46 entfällt.

ε : Für große Wassertiefen geht nach ROTTNER (1959) der Einfluß der relativen Rauheit h/d_{ch} auf den Geschiebetransport deutlich zurück. Für Werte von $h/d_{ch} > 100$ bis 200 ist der Einfluß der relativen Rauheit nur noch sehr gering.

Diesem Ansatz von YALIN (1965) folgend, wird der Geschiebetransport in einer zweidimensionalen Strömung von den Sohlenschubspannungen dominiert. In einigen Transportansätzen, z.B. dem Ansatz von EINSTEIN/BROWN (1950), kommt dieser Zusammenhang sehr anschaulich zum

Tragen, s. Anlage 2. In natürlichen Fließgewässern vorkommende Beeinflussungen wie Sohlenabpflasterungen sind in Gl. 2.46 nicht berücksichtigt. Andere dimensionsanalytische Ansätze berücksichtigen auch andere Parameter. Das schlägt sich in entsprechend vielen, z.T. sehr unterschiedlich aufgebauten Transportansätzen nieder, s. Abschnitt 2.3.3 und Anlage 2.

Die transportwirksame Sohlenschubspannung τ_0 bzw. Feststoff-Froude-Zahl Fr^* wird in den Transportformeln unterschiedlich verwendet:

absolute Sohlenschubspannung:	τ_0 bzw. Fr^*
überschüssige Sohlenschubspannung:	$\tau_0 - \tau_{0,cr}$ bzw. $Fr^* - Fr_{cr}^*$
relative Sohlenschubspannung:	$\tau_0 / \tau_{0,cr}$ bzw. Fr^* / Fr_{cr}^*
relative, überschüssige Sohlenschubspannung:	$(\tau_0 - \tau_{0,cr}) / \tau_{0,cr}$ bzw. $(Fr^* - Fr_{cr}^*) / Fr_{cr}^*$

Für breite Gerinne ohne Ufereinfluß ($b/h \geq 30$) werden die Schubspannungen an der Sohle mit der Wassertiefe h nach Gl. 1.1 berechnet. Für schmalere Gerinne mit einheitlicher Rauheit wird der Ufereinfluß berücksichtigt, indem der hydraulische Radius $R = A/U$ verwendet wird, s. Gl. 1.2. Für unterschiedliche Rauheiten im Querschnitt kann mit dem Einflußflächenverfahren nach EINSTEIN (1934) und HORTON (1933) der hydraulische Radius R_{So} der Teileinzugsfläche, die von der Sohlenrauheit beeinflußt wird, erfaßt werden. Diese Konkretisierung ist insbesondere dann wichtig, wenn ein Großteil der Fließwiderstände in anderen Wandabschnitten, z.B. den Trennflächen des Gerinnes, wirkt. Nur so erhält man die transportwirksamen, an der Sohle angreifenden Schubspannungen.

Der Einfluß von Transportkörpern auf die Sohlenschubspannung kann erheblich sein, s. Abb. 2.2. Eine separate Berechnung der Korn- und Formrauheit bzw. der zugehörigen hydraulischen Radien R_K und R_{So} ist mit dem Überlagerungsprinzip nach EINSTEIN/BANKS (1950) möglich. Der Einfluß von Transportkörpern wird in den Transportansätzen unterschiedlich berücksichtigt. Während einige Autoren die gesamte Sohlenschubspannung ansetzen, wird von anderen Autoren nur der aus der Kornrauheit resultierende Anteil berücksichtigt, s. Abschnitt 2.3.3 und Anlage 2:

$$Fr_{So}^* = \frac{R_{So} I}{\rho' d_{ch}} \quad (2.47)$$

$$Fr_K^* = \frac{R_K I}{\rho' d_{ch}} \quad (2.48)$$

2.3.3 Berechnungsansätze zum Geschiebe-/Gesamttransport

Die Vielzahl der bestehenden Berechnungsansätze zum Sedimenttransport in Fließgewässern verdeutlicht die Komplexität des Problems. Bis heute hat sich kein Berechnungsansatz ergeben, der die Problematik so umfassend beschreibt, daß er für alle Randbedingungen empfohlen werden kann. Im folgenden wird eine kurze Übersicht über verschiedene Transportansätze gegeben, ohne die Berechnungsansätze im Detail zu erläutern (vgl. Anlage 2, DVWK 87/1988, VETTER (1988), MERTENS (1994) und die Originalliteratur im Literaturverzeichnis).

Die Transportformeln lassen sich nach DVWK 87/1988 und VETTER (1988) in vier Gruppen unterteilen, wobei die Zuordnung nicht immer eindeutig ist. Fast alle Transportansätze basieren gemäß Gl. 2.46 auf den Sohlenschubspannungen und sind letztendlich anhand einer Regressionsberechnung an Natur- und/oder Labordaten kalibriert. Viele Ansätze berücksichtigen darüber hinaus noch andere Einflußfaktoren auf den Sedimenttransport. Hier ist exemplarisch jeweils nur ein Transportansatz je Gruppe genannt, dessen Zuordnung relativ eindeutig ist:

1. Gruppe: Empirische Ansätze:

- SCHOKLITSCH (1934), Geschiebetransport:

$$\phi^* = f(v_m, I, \rho, \rho_F, d_{50})$$

2. Gruppe: Schubspannungsansätze:

- MEYER-PETER/MÜLLER (1948), Geschiebetransport:

$$\phi^* = f(v_m, I, R_{So}, k_{St}, \rho, \rho_F, d_{50}, d_{90}, \tau_0, \tau_{0, cr})$$

3. Gruppe: Energieansätze:

- YANG (1979), Gesamttransport:

$$\phi^* = f(v_m, v_S, I, h, R_{So}, v, \tau_0)$$

4. Gruppe: Regressionsansätze:

- KARIM/KENNEDY (1990), Gesamttransport:

$$\phi^* = f(v_m, R_{So}, v_0^*, \rho, \rho_F, d_{50}, \tau_{0, cr})$$

Eine Wertung der verschiedenen Transportansätze bzgl. der erreichbaren Genauigkeit ist nur eingeschränkt möglich. In der Literatur sind verschiedentlich Vergleiche der Transportansätze vorgenommen worden, die aber auch zu widersprüchlichen Aussagen kommen, s. PERNECKER/VOLLMERS (1965), YANG (1973), SCHRÖDER (1985), ZANKE (1987), YANG/WAN (1991), MERTENS (1995).

2.3.4 Geschiebetransport und Uferbewuchs

Der Einfluß von starrem, durchströmten Uferbewuchs auf den Sedimenttransport in Fließgewässern ist quantitativ bisher wenig erforscht.

EILERS (1990) untersuchte den Einfluß von Uferbewuchs auf den Geschiebetransport in kompakten, engen Trapezgerinnen mit voller Uferbestockung. Er empfiehlt eine generelle Erhöhung der transportrelevanten Sohlenschubspannungen um 10 bis 20 %.

MERTENS (1991) wertete die Labordaten von EILERS (1990) weitergehend aus und entwickelte schließlich einen in DVWK 25/1994 publizierten Berechnungsansatz, der den Einfluß der Makroturbulenzen auf den Geschiebetransport quantifiziert. Er gibt die Erhöhung des Geschiebetransports gegenüber dem unbewachsenen Querschnitt mittels eines Korrekturfaktors σ_{MT} an. Der Geschiebetrieb im unbewachsenen Querschnitt wird mit vorhandenen Berechnungsansätzen erfaßt. Der Korrekturfaktor σ_{MT} wird in Abhängigkeit von der relativen Trennflächenhöhe (h_T/h), vom relativen Trennflächenabstand (b_T/h_T) und von der Sedimentkonzentration C_F angegeben:

$$\phi^* = \sigma_{MT} \phi_0^* \quad (2.49)$$

mit: ϕ^* = Feststoff-Transportzahl unter Berücksichtigung der vegetationsbedingten Makroturbulenz [1]

ϕ_0^* = Feststoff-Transportzahl unter Vernachlässigung der vegetationsbedingten Makroturbulenz (die Berechnung der hydraulischen Einflußgrößen erfolgt unter Berücksichtigung des Uferbewuchses) [1]

σ_{MT} = Korrekturbeiwert, der die Wirkung der Makroturbulenz durch Uferbewuchs erfaßt [1]

$$\sigma_{MT} = f\left(C_F, n, \frac{h_T}{h}, \frac{b_T}{h_T}\right) \quad (2.50)$$

$$\sigma_{MT} = 0,52 \cdot n \left(\frac{h_T}{h} \right)^2 \left(C_F^{-0,14} - 2,1 \right) \left(1 - 0,033 \frac{b_T}{h_T} \right) + 1 \quad (2.51)$$

gültig für: Trapezgerinne mit beidseitigem Uferbewuchs und Geschiebetransport

mit: $25 \lesssim C_F \lesssim 2500 \text{ ppm}$

$b_T/h_T \lesssim 30$

Für einseitigen Bewuchs gilt nach MERTENS (1994):

$$\sigma_{MT, \text{ einseitig}} = (\sigma_{MT} + 1)/2 \quad (2.52)$$

NEGRAßUS (1990) führte Untersuchungen zum Einfluß von starrem, durchströmten Bewuchs auf den Geschiebetransport durch. Auch er bestimmte Korrekturfaktoren, die er aber nicht auf den Transport, sondern auf die kornbezogenen Sohlenschubspannungen bezieht. Da sich die Untersuchungen von NEGRAßUS auf Pflanzenbestände beschränkten, die auf der alluvialen Sohle stehen, sind sie für dieses Forschungsvorhaben nur von eingeschränkter Bedeutung.

3 Theoretische Analyse

3.1 Vorbemerkungen

Der Fließquerschnitt eines Trapezquerschnitts mit Böschungsbewuchs wird gemäß DVWK 220/1991 in vier Strömungsbereiche gegliedert, s. Abb. 2.4. Der Abflußanteil in den Bewuchsquerschnitten I und II ist relativ gering und kann mit den in Abschnitt 2.2.4.2 vorgestellten Berechnungsansätzen hinreichend genau berechnet werden. Für die Abflußverhältnisse im vom Bewuchs unbeeinflussten Strömungsbereich IV liegt eine Vielzahl von Berechnungsansätzen vor, auch wenn die Berechnungsergebnisse für die unterschiedlichen Ansätze zum Teil erheblich voneinander abweichen. Die Strömungsbereiche I, II und IV sind nicht Gegenstand der weiteren Betrachtungen, sondern nur der unbewachsene Strömungsbereich III, in dem die vom Bewuchs erzeugten Makroturbulenzen wirksam sind.

Die hydraulischen Berechnungsansätze für kompakte Querschnitte mit unterschiedlicher Rauheit basieren auf dem Einflußflächenverfahren nach EINSTEIN (1934) und HORTON (1933). Gedanklich wird der Querschnitt in mehrere Stromröhren unterteilt, die jeweils von einer Rauheitszone der Gerinnewandung (Sohle, Böschung, Bewuchs etc.) beeinflusst werden, s. Abb. 2.3. Jede Stromröhre weist das gleiche Energieliniengefälle I und die gleiche mittlere Fließgeschwindigkeit v_m auf:

$$I \approx I_i \quad (2.7)$$

$$v_m \approx v_{m,i} \quad (2.8)$$

Des weiteren gilt die triviale Aussage:

$$A_{\text{ges}} = \sum A_i = \sum (R_i U_i) \quad (2.11)$$

Gl. 2.7, 2.8 und 2.11 müssen im Rahmen der Dimensionsanalyse mit berücksichtigt werden. Die Begrenzungsflächen zwischen den Stromröhren sind aufgrund der Bedingungen in Gl. 2.7 und 2.8 Schubspannungsfrei, EINSTEIN (1934). Schubspannungen werden demzufolge nur an der Gerinnewandung übertragen; an der alluvialen Gewässersohle führen diese Schubspannungen zum Sedimenttransport, wenn die kritischen Schubspannungen des Sohlenmaterials überschritten werden.

Das Einflußflächenverfahren von EINSTEIN/HORTON wurde für Gerinne mit unterschiedlichen Rauheiten k_i entwickelt. Als Ergebnis ergibt sich der hydraulische Radius R_i bzw. über den zugehörigen benetzten Umfang U_i die Größe der Teileinzugsfläche $A_i = R_i \cdot U_i$. In der Größe der hydraulischen Radien R_i bzw. der Teileinzugsflächen A_i spiegelt sich das komplexe Zusammenwirken von Geometrie und Widerstandsverhalten des Querschnitts wider. Es sind summarisch alle Einflüsse der jeweiligen Teilfläche erfaßt. Das Einflußflächenverfahren wurde u.a. von

PASCHE (1984), BERTRAM (1985) und MERTENS (1989) auf extrem raue Begrenzungsflächen, wie sie in der Trennfläche von Bewuchszonen vorliegen, übertragen.

Zur Berechnung der transportrelevanten Eingangsgrößen müssen alle Fließwiderstände, u.a. der Fließwiderstand der Trennflächen, bekannt sein. Einige Vorversuche zeigten jedoch signifikante Abweichungen der berechneten gegenüber den gemessenen mittleren Fließgeschwindigkeiten im unbewachsenen Mittelquerschnitt. Aus diesem Grund wurde die Anwendung der Trennflächenansätze von MERTENS und PASCHE (DVWK 220/1991) für die hier vorliegenden Versuchsbedingungen überprüft.

3.2 Dimensionsanalyse

3.2.1 Allgemeines

Die Untersuchungen beziehen sich auf die hydraulisch-sedimentologischen Verhältnisse in symmetrischen Trapezgerinnen ($1:n_{li} = 1:n_{re} = 1:n$), s. Abb. 3.1. Der Uferbewuchs ist beidseitig symmetrisch oder nur einseitig angeordnet. Es wird nur durchströmter baum- und strauchartiger Bewuchs berücksichtigt, s.a. Abschnitt 2.2.4. Außerdem wird bei teilbewachsenen Böschungen davon ausgegangen, daß der Bewuchs durchgängig bis zur Böschungsoberkante steht.

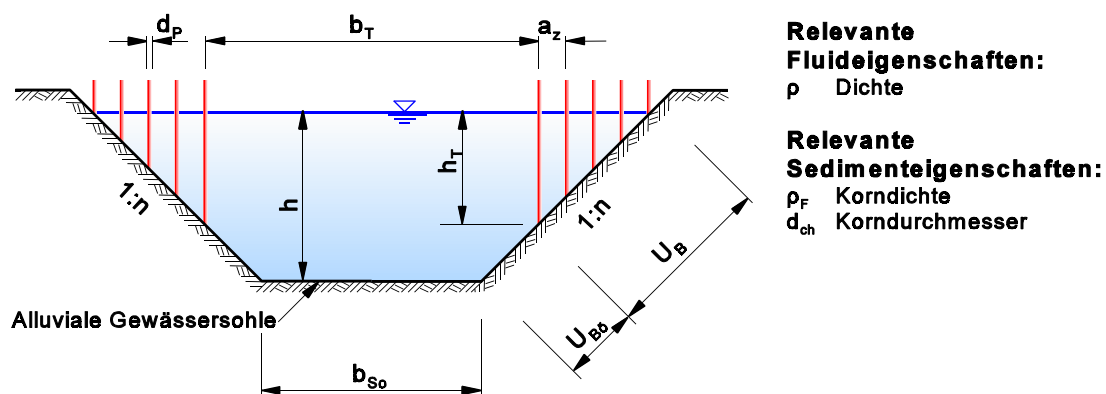


Abb. 3.1: Definitionsskizze der Einflußgrößen im symmetrischen Trapezquerschnitt

Mit diesen Beschränkungen entfallen einige Größen in der Dimensionsanalyse:

ν [m^2/s] Aufgrund der hochturbulenten Abflußverhältnisse kann der Zähigkeitseinfluß des Wassers vernachlässigt werden.

$E I \text{ [kN m}^2\text{]}$	Die Steifigkeit der Pflanzen ist irrelevant, da nur starrer Bewuchs betrachtet wird ($EI \rightarrow \infty$).
$h_p \text{ [m]}$	Es wird nur durchströmter Bewuchs berücksichtigt. Die hydraulisch wirksame Pflanzenhöhe h_p entspricht folglich der örtlichen Wassertiefe und wird über die Gerinnegeometrie vollständig beschrieben.
$\beta_p \text{ [1]}$	Der dimensionslose Parameter β_p berücksichtigt die Querschnittsform der einzelnen Pflanze unabhängig vom Pflanzendurchmesser d_p , vgl. u.a. BERTRAM (1985), NEGRAßUS (1995). Entsprechend den natürlichen Pflanzen (Büsche, Bäume) werden nur kreisrunde Querschnitte untersucht.

Vorversuche zeigten, daß bei einseitigem Uferbewuchs, insbesondere bei den Versuchen mit beweglicher Sohle, der Bewuchseinfluß z.T. nur noch gering und somit schwer meßbar war. Aus diesem Grund wurden die funktionalen Abhängigkeiten der Π -Parameter der Dimensionsanalyse anhand der Versuche mit beidseitig symmetrischem Uferbewuchs ermittelt und dann auf einseitige und beliebige Bewuchsanordnungen übertragen. Die Dimensionsanalyse wird dementsprechend ebenfalls auf beidseitig symmetrischen Uferbewuchs beschränkt. Aufgrund dieser Bewuchsanordnung gilt für die Höhe der Trennflächen $h_{T, li} = h_{T, re} = h_T$.

3.2.2 Hydraulische Verhältnisse im bewuchsbeeinflussten freien Querschnitt

Für die mittlere Fließgeschwindigkeit im freien, von den Makroturbulenzen beeinflussten Mittelquerschnitt (Strömungsbereich III) gilt folgende Abhängigkeit:

$$v_{m, III} = f_{III, 1} (\text{Gewässergeom., Rauheiten, Bewuchs, Fluideigensch., Erdbeschl.}) \quad (3.1)$$

– Gewässergeometrie:

$I \text{ [1]}$	Energieliniengefälle
$h \text{ [m]}$	Wassertiefe
$h_T \text{ [m]}$	Höhe der Trennfläche
$b_T \text{ [m]}$	Abstand zwischen den Trennflächen
	$b_T = f(b_{so}, n, h, h_T)$
	$b_{so} = \text{Breite der Sohle [m]}$
$1:n \text{ [1]}$	Böschungsneigung

– **Rauheiten:**

k_{So} [m]	Rauheitsmaß der Sohle
$k_{Bö}$ [m]	Rauheitsmaß der Böschung

– **Bewuchs:**

a_x [m]	Abstand der Pflanzenelemente in Hauptfließrichtung
a_z [m]	Abstand der Pflanzenelemente quer zur Hauptfließrichtung
d_p [m]	Durchmesser der Pflanzenelemente
α_p [1]	Dimensionsloser Parameter, der die Anordnung der Pflanzenelemente unabhängig von a_x und a_z beschreibt, z.B. rasterartige oder zufällige Anordnung

– **Fluideigenschaften:**

ρ [kg/m ³]	Dichte des Wassers
-----------------------------	--------------------

– **Kinematische Parameter:**

g [m/s ²]	Erdbeschleunigung
-------------------------	-------------------

Aus Gl. 3.1 ergibt sich:

$$v_{m, III} = f_{III, 2}(h, h_T, b_T, n, I, k_{So}, k_{Bö}, a_x, a_z, d_p, \alpha_p, \rho, g) \quad (3.2)$$

Anmerkungen zu den II-Parametern:

α_p : Die Anordnung der Pflanzen α_p kann nach PASCHE (1984) und BERTRAM (1985) vernachlässigt werden. Versuche mit paralleler und versetzter Anordnung bei gleicher Bewuchsdichte zeigten bei den untersuchten kleinen Bewuchsquerschnitten keinen nennenswerten Einfluß auf die Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt $v_{m, III}$. Das Verbauungsverhältnis a_x/d_p kann sich bei einer Zufallsanordnung erheblich verändern. Dieser Einfluß auf den Trennflächenwiderstand ist entsprechend zu berücksichtigen, s. BERTRAM (1985).

ρ : Die Dichte des Wassers ρ kann mit keiner der anderen Einflußgrößen zu einem dimensionslosen II-Parameter umgeformt werden; sie entfällt aus Gl. 3.2.

Ausgehend vom Einflußflächenverfahren nach EINSTEIN (1934) und HORTON (1933) gilt für jede Teilfläche A_i der Gesamtfläche A_{ges} eine eigene Widerstandsfunktion λ_i . Außerdem liegt in jeder Teilfläche die gleiche mittlere Fließgeschwindigkeit vor (Gl. 2.8):

$$v_{m,III} = v_{m,i} = f_{III,3} \left(\text{Profilgeometrie}_i, \text{Rauheit}_i, \text{Bewuchs}_i, I, g \right) \quad (3.3)$$

Unter Berücksichtigung des Fließgesetzes von DARCY/WEISBACH (Gl. 2.12) kann aus Gl. 3.3 für die drei Stromröhren Sohle, Böschung und Trennfläche eine eigene dimensionslose Gleichung entwickelt werden. Die Größen der Profilgeometrie fließen in den jeweiligen hydraulischen Radius R_i ein:

– **Teileinzugsfläche Sohle:**

$$\lambda_{\text{So}} = \frac{8 g R_{\text{So}} I}{v_{m,III}^2} = f_{III,4} \left(\frac{k_{\text{So}}}{R_{\text{So}}} \right) \quad (3.4)$$

– **Teileinzugsfläche Böschung:**

$$\lambda_{\text{Bö}} = \frac{8 g R_{\text{Bö}} I}{v_{m,III}^2} = f_{III,5} \left(\frac{k_{\text{Bö}}}{R_{\text{Bö}}} \right) \quad (3.5)$$

Gl. 3.4 und 3.5 können u.a. mit dem logarithmischen Fließgesetz nach Gl. 2.6 berechnet werden.

– **Teileinzugsfläche Trennfläche:**

Für die Teileinzugsfläche der Trennfläche wird die Profilgeometrie mit dem hydraulischen Radius allein nicht mehr hinreichend genau beschrieben. Diese Abhängigkeit ist z.T. bereits in den bestehenden Berechnungsverfahren der Trennflächenrauheit nach MERTENS und PASCHE angedeutet: Beim Trennflächenverfahren nach MERTENS wird eine Grenzbedingung für die maximale Reichweite der mitwirkenden Breite $b_{m,II}$ u.a. in Abhängigkeit der Breite b_{III} eingeführt, Gl. 2.31 und 2.32. Für symmetrische Bewuchsanordnungen ist $b_{III} = b_T/2$, s. Gl. 2.34. PASCHE gibt die mitwirkende Breite $b_{m,II}$ u.a. in Abhängigkeit der Trennflächenhöhe h_T an, Gl. 2.38.

Der Einfluß des Uferbewuchses auf den Trennflächenwiderstand λ_T wird nach BERTRAM (1985) hinreichend genau mit den Verbauungsverhältnissen a_x/d_p und a_z/d_p beschrieben. PASCHE (1984) wählt aus Maßstabsgründen die relativen Nachlaufängen a_{NL}/a_x und a_{NB}/a_z .

Die Eingangsgrößen auf den Trennflächenwiderstand aus Gl. 3.2 bleiben in dimensionsloser Form erhalten:

$$\lambda_T = \frac{8 g R_T I}{v_{m,III}^2} = f_{III,6} \left(\frac{b_T}{h_T}, \frac{h_T}{h}, \frac{1}{n}, \frac{a_x}{d_p}, \frac{a_z}{d_p} \right) \quad (3.6)$$

Die hydraulischen Teilradien R_i bzw. die Teilflächen A_i bleiben über die Kontrollbedingung des Einflußflächenverfahrens $A_{ges} = \sum A_i = \sum (R_i U_i)$ miteinander verknüpft.

PASCHE (1984) und BERTRAM (1985) entwickeln beide das Konzept einer mitwirkenden Interaktionsbreite $b_{m,II}$. Sie geht maßgebend in den Trennflächenwiderstand des bewuchsfreien Querschnitts ein. Außerdem wird bei beiden Autoren ein Bewuchsparameter definiert, der die Bewuchsgrößen erfaßt und die mitwirkende Breite der relativen Rauheit beeinflusst. In allgemeiner Schreibweise ergibt sich:

$$\lambda_T = f_{III,7} (\text{Bewuchsparameter, relative Rauheit}) \quad (3.7)$$

Bei der Bestimmung der beiden Π -Parameter in Gl. 3.7 gehen PASCHE und MERTENS unterschiedlich vor, so daß die Dimensionsanalyse getrennt nach beiden Autoren fortgeführt wird.

Trennflächenverfahren nach MERTENS (MERTENS, 1989; DVWK 220/1991):

– Bewuchsparameter:

$$B = f_{III,8} \left(\frac{a_x}{d_p}, \frac{a_z}{d_p} \right) = \left(\frac{a_x}{d_p} - 1 \right)^2 \left(\frac{a_z}{d_p} \right) \quad (3.8)$$

Der Bewuchsparameter B wird von BERTRAM (1985) dimensionsanalytisch hergeleitet und versuchstechnisch quantifiziert.

– Relative Rauheit:

Als Widerstandsbeziehung verwendet MERTENS das logarithmische Fließgesetz, Gl. 2.6:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_T}} = -2,0 \lg \left(\frac{k_T/R_T}{14,84} \right) \quad (2.6)$$

mit: $k_T/R_T = \text{relative Rauheit}$

Die Trennflächenrauheit k_T setzt sich aus einer Grundrauheit $k_{T,0} = 1,5 d_p$ und einer Interaktionsrauheit $k_{T,I} = c b_{m,II}$ zusammen, vgl. Gl. 2.27 bis 2.32. Entsprechend dem Beiwert c , der den Bewuchseinfluß beschreibt, wird hier der zusätzliche Beiwert c_{Geo} eingeführt, der den Einfluß der Geometrie (s. Gl. 3.6) auf die interaktionsbedingte Trennflächenrauheit $k_{T,I}$ erfaßt:

$$k_T = k_{T,0} + k_{T,I} = 1,5 d_p + c c_{Geo} b_{m,II} \quad (3.9)$$

Der Geometriebeiwert c_{Geo} berücksichtigt nur noch die verbleibenden Π -Parameter:

$$c_{Geo} = f_{III,9} \left(\frac{b_T}{h_T}, \frac{h_T}{h}, \frac{1}{n} \right) \quad (3.10)$$

Die Abhängigkeit der interaktionsbedingten Trennflächenrauheit $k_{T,I}$ von der Böschungsneigung $1:n$ wurde bisher nicht explizit durch Versuche erfaßt. Im Ansatz von MERTENS ist die Böschungsneigung jedoch implizit in der Bewuchs-Querschnittsfläche A_{II} enthalten und somit in der mitwirkenden Breite $b_{m,II}$ erfaßt, s. Gl. 2.30. Die Böschungsneigung entfällt in den weiteren Untersuchungen als Π -Parameter:

$$c_{Geo} = f_{III,10} \left(\frac{b_T}{h_T}, \frac{h_T}{h} \right) \quad (3.11)$$

Die funktionale Abhängigkeit des Geometriebeiwertes c_{Geo} von den Π -Parametern b_T/h_T und h_T/h muß durch Versuche bestimmt werden.

Trennflächenverfahren nach PASCHE (PASCHE, 1984; DVWK 220/1991):

– Bewuchsparameter:

Aufgrund von Maßstabeffekten bei der Umströmung von Kreiszylindern (viele schmale Bewuchselemente weisen einen größeren Fließwiderstand auf als wenige große Elemente mit dem gleichen Verbauungsverhältnis) verwendet PASCHE Gl. 3.12 zur Beschreibung des Bewuchsparameters:

$$\Omega = f_{III,11} \left(\frac{a_{NL}}{a_x}, \frac{a_{NB}}{a_z} \right) \quad (3.12)$$

mit: a_{NL} = Nachlauflänge umströmter Kreiszylinder
 a_{NB} = Nachlaufbreite umströmter Kreiszylinder

Der Bewuchsparameter Ω wird mit den Gl. 2.35 bis 2.36 berechnet. Streng genommen müßte die Dimensionsanalyse an dieser Stelle erweitert werden, da die Nachlauf- und -breite von weiteren Einflußgrößen abhängig sind. Es wird hier darauf verzichtet, weil die Versuche dieser Arbeit keine weiteren Erkenntnisse zur Bestimmung des Bewuchsparameters Ω liefern.

– Relative Rauheit:

PASCHE verwendet ebenfalls eine logarithmische Widerstandsbeziehung für die Trennfläche:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_T}} = -2,0 \lg \left(\frac{(b_{m,II}/b_{III})^{1,07}}{14,29} \Omega \right) \quad (2.37)$$

mit: $b_{m,II} / b_{III} = \text{relative Rauheit}$

Die mitwirkende Breite $b_{m,II}$ (Gl. 2.38) wurde von PASCHE für Vorlandbewuchs quantifiziert. Zur Anpassung der mitwirkenden Breite an Böschungsbewuchs führt PASCHE den Beiwert c in Gl. 2.38 ein (DFG, 1987). Für Vorlandbewuchs ist $c = 1,0$, für Böschungsbewuchs wird dieser Wert von PASCHE zu $c = 1,7$ angegeben. Übersteigt die nach Gl. 2.38 berechnete mitwirkende Breite die Wasserspiegelbreite im Bewuchsquerschnitt $b_{WSP,B}$, wird die Wasserspiegelbreite als mitwirkende Breite verwendet, Gl. 2.40. Die Einflußgrößen der Gerinnegeometrie gemäß Gl. 3.6 sind nicht in dem Beiwert c berücksichtigt. Da der Beiwert c den Einfluß der Geometrie auf die mitwirkende Breite $b_{m,II}$ beschreibt, wird er in c_{Geo} umbenannt. Es ergibt sich für Böschungsbewuchs folgender Zusammenhang:

$$b_{m,II} = c_{Geo} b_{WSP, \text{Bewuchs}} \quad (3.13)$$

$$c_{Geo} = f_{III,12} \left(\frac{b_T}{h_T}, \frac{h_T}{h}, \frac{1}{n} \right) \quad (3.14)$$

Analog zu den Aussagen beim Trennflächenverfahren nach MERTENS gilt auch hier, daß die Böschungsneigung in der vorliegenden Arbeit nicht untersucht wird und somit die Ergebnisse streng genommen nur für Böschungsneigungen gültig sind, wie sie in den Versuchen dieser Arbeit gewählt wurden (1:n = 1:1).

$$c_{Geo} = f_{III,13} \left(\frac{b_T}{h_T}, \frac{h_T}{h} \right) \quad (3.15)$$

Erforderliche experimentelle Untersuchungen:

Die dimensionsanalytisch hergeleiteten Beiwerte c_{Geo} , die ergänzend in die Verfahren nach MERTENS (s. Gl. 3.11) und nach PASCHE (s. Gl. 3.15) eingeführt wurden, werden durch hydraulische Versuche quantifiziert. Die Versuche wurden in einem Trapezquerschnitt mit fester Sohle durchgeführt und gliederten sich in drei Versuchsserien H1 bis H3:

Serie H1: Versuche ohne Bewuchs: Die Versuche ohne Bewuchs dienten zur Überprüfung und Kalibrierung der Rauheitsmaße.

Serie H2: Versuche mit beidseitig symmetrischem Bewuchs zur Variation des relativen Trennflächenabstandes b_T/h_T und der relativen Trennflächenhöhe h_T/h : Mit einem standardisierten, beidseitig symmetrischen Böschungsbewuchs wurde der funktionale Zusammenhang zwischen dem Geometriebeiwert c_{Geo} und den Π -Parametern b_T/h_T und h_T/h quantifiziert. In den Versuchen wurden die dimensionsbehafteten Einflußgrößen Trennflächenhöhe (volle Uferbestockung und teilbewachsene Böschungen), Wasserstand und Sohlenbreite variiert, um einen breiten Anwendungsbereich der Π -Parameter abzudecken.

Serie H3: Versuche mit einseitigem Bewuchs: Die Versuche dienten zur Ermittlung einer Übertragungsfunktion der Ergebnisse mit symmetrischer Bewuchsanordnung auf andere Bewuchsverhältnisse, s.a. Abschnitt 3.3.2. Da davon ausgegangen wird, daß für einseitigen Bewuchs die grundsätzlichen Abhängigkeiten des Trennflächenwiderstandes ähnlich zum symmetrischen Bewuchs sind, wurde so die Anzahl der durchzuführenden Versuche reduziert.

Abschließende Bemerkungen:

BERTRAM (1985) leitet dimensionsanalytisch eine Abhängigkeit des Fließwiderstandes in der Trennfläche von der relativen Trennflächenhöhe h_T/h und vom relativen Trennflächenabstand h_T/U_{S0} her, führte aber keine entsprechenden Versuche dazu durch. Für BERTRAMS Versuchsbedingungen mit voller Uferbestockung ($h_T/h = 1$) entspricht der Π -Parameter h_T/U_{S0} dem Reziprokwert des hier verwendeten Parameters b_T/h_T . Aufgrund seiner Versuchsbedingungen wurde die Abhängigkeit von der relativen Trennflächenhöhe nicht experimentell nachgewiesen und geht dementsprechend nicht in die Berechnung des Trennflächenwiderstandes ein. Der relative Trennflächenabstand h_T/U_{S0} wurde von BERTRAM nur für eine konstante Sohlenbreite ($b_{S0} = 0,400 \text{ m}$) untersucht. Die sich ergebende Abhängigkeit des Trennflächenwiderstandes von der Wassertiefe wird auf die gleichzeitige Veränderung der mitwirkenden Breite $b_{m, \Pi}$ zurückgeführt, s. Gl. 2.30.

Der Trennflächenansatz von PASCHE wird über die Berechnung der mitwirkenden Breite (Gl. 2.38) an die Versuche von BERTRAM (1985) adaptiert. Obwohl bei den Versuchen mit Vor-

landbewuchs von PASCHE (1984) die relative Trennflächenhöhe h_T/h variiert wurde und somit in seinem Bemessungsansatz berücksichtigt ist, ist davon auszugehen, daß für kleine Bewuchszonen auf Böschungen mit $b_{m, II} = b_{WSP, B}$ Abhängigkeiten existieren, wie sie hier dimensionsanalytisch hergeleitet wurden.

3.2.3 Geschiebetransport im bewuchsbeeinflußten freien Querschnitt

Im Rahmen dieser Arbeit wird voraus gesetzt, daß der Geschiebetransport in Trapezgerinnen ohne Uferbewuchs mit einem der zahlreichen Transportansätze berechnet werden kann. Veränderungen des Geschiebetransports hängen bei sonst gleichen hydraulisch-sedimentologischen Verhältnissen nur vom Uferbewuchs ab. Allgemein läßt sich folgende funktionale Abhängigkeit formulieren:

$$\phi^* = f_{s,1} (\text{Geschiebetransport ohne Bewuchs, Bewuchsverhältnisse}) \quad (3.16)$$

Aufgrund der Zielstellung dieser Arbeit, den Einfluß des Uferbewuchses auf den Geschiebetransport zu erfassen und nicht einen neuen Transportansatz zu entwickeln, können die Einflußgrößen, die den Geschiebetransport ohne Uferbewuchs bestimmen, zu dem Parameter ϕ_0^* , der Feststofftransportzahl unter Vernachlässigung der vegetationsbedingten Makroturbulenzen, zusammengefaßt werden, siehe hierzu auch Abschnitt 2.3.2. Mit anderen Worten: Traditionelle Transportansätze, mit denen der Geschiebetransport in bewuchsfreien Trapezgerinnen hinreichend erfaßt wird, sind so zu anzupassen, daß sie dem Einfluß des Bewuchses Rechnung tragen, d.h.:

$$\phi^* = \phi_0^* \cdot f_{s,2} (\text{Bewuchsverhältnisse}) \quad (3.17)$$

– Geschiebetransport ohne Uferbewuchs:

$\phi_0^* [1]$ Feststofftransportzahl unter Vernachlässigung der vegetationsbedingten Makroturbulenzen

– Bewuchsverhältnisse:

· Anordnung im Querschnitt:

h [m]	Wassertiefe
h_T [m]	Höhe der Trennfläche
b_T [m]	Abstand zwischen den Trennflächen
$1:n$ [1]	Böschungsneigung

- Anordnung der Bewuchselemente im Grundriß:

a_x [m]	Abstand der Pflanzenelemente in Hauptfließrichtung
a_z [m]	Abstand der Pflanzenelemente quer zur Hauptfließrichtung
d_p [m]	Durchmesser der Pflanzenelemente
α_p [1]	Dimensionsloser Parameter, der die Anordnung der Pflanzenelemente unabhängig von a_x und a_z beschreibt, z.B. rasterartige oder zufällige Anordnung

Aus Gl. 3.17 ergibt sich:

$$\phi^* = \phi_0^* \cdot f_{s,3} \left(h, h_T, b_T, n, a_x, a_z, d_p, \alpha_p \right) \quad (3.18)$$

Die Verknüpfung der Einflußgrößen zu dimensionslosen Π -Parametern erfolgt aufgrund der intensiven Wechselwirkung zwischen Strömung und Gewässersohle in Anlehnung an die hydraulischen Verhältnisse. Die vegetationsbedingten Makroturbulenzen beeinflussen die Sohlenschubspannungen und führen letztendlich zu einer veränderten Transportkapazität.

Die Bewuchsgrößen a_x , a_z und d_p werden nach BERTRAM (1985) und PASCHE (1984) zu einem Bewuchsparameter B bzw. Ω zusammengefügt. Im Rahmen dieser Arbeit wird der einfach zu handhabende Parameter B nach BERTRAM verwendet:

$$\phi^* = \phi_0^* \cdot f_{s,4} \left(\frac{b_T}{h_T}, \frac{h_T}{h}, \frac{1}{n}, B, \alpha_p \right) \quad (3.19)$$

Anmerkungen zu den Π -Parametern:

- $\frac{1}{n}$: Die Böschungsneigung wurde für die experimentellen Untersuchungen entsprechend der hydraulischen Versuche dieser Arbeit und der hydraulisch-sedimentologischen Versuche von EILERS (1990) mit konstant $1:n = 1:1$ festgelegt. Sie wurde nicht variiert und entfällt damit als Π -Parameter. Streng genommen gelten die erzielten Ergebnisse nur für die gewählte Böschungsneigung 1:1; andererseits kennzeichnet die Berechnungsansätze eine gewisse Allgemeingültigkeit (z.B. $b_m = A_{II}/h_T$, Gl. 2.30), so daß der Anwendungsbereich sicherlich größer ist.
- α_p : BERTRAM (1985) und PASCHE (1984) wiesen nach, daß der Einfluß der Anordnung der Pflanzen im Grundriß auf den Trennflächenwiderstand λ_T und damit auf die mittlere Fließgeschwindigkeit im unbewachsenen Mittelquerschnitt offensichtlich gering ist. Es ist folglich auch kein Einfluß auf den Geschiebetransport zu erwarten.

Unter Berücksichtigung der diskutierten Anmerkungen vereinfacht sich Gl. 3.19 auf folgende Beziehung:

$$\phi^* = \phi_0^* \cdot f_{s,5} \left(\frac{b_T}{h_T}, \frac{h_T}{h}, B \right) \quad (3.20)$$

Die funktionale Abhängigkeit des Bewuchseinflusses von den Π -Parametern b_T/h_T , h_T/h und B muß durch Versuche bestimmt werden.

Anmerkungen zur Auswahl der Π -Parameter:

Die Auswahl der Π -Parameter gemäß Gl. 3.20 ist durch die Dimensionsanalyse nicht zwingend vorgegeben. Die Dimensionsanalyse läßt auch die Auswahl anderer Π -Parameter zu.

Hier wurden die geometrischen Eingangsgrößen h , h_T und b_T in ihrer einfachsten Form in dimensionslose Größen überführt. Die Anordnung der Bewuchselemente wurde entsprechend der hydraulischen Berechnung mit dem Bewuchsparameter B nach BERTRAM (1985) separat erfaßt. Auf diese Weise wird die Anwendung aber auf ganz spezielle Randbedingungen eingeschränkt. Da der Einfluß der Böschungsneigung nicht durch Versuche quantifiziert wurde, sind die Ergebnisse vornehmlich für Trapezgerinne mit der Böschungsneigung 1:1 gültig. Dem Einflußflächenverfahren nach EINSTEIN (1934) und HORTON (1933) folgend, wäre es denkbar Größen zu verwenden, die auch auf andere Randbedingungen übertragbar sind.

Die Auswahl des Π -Parameters A_T/A_{So} , also das Flächenverhältnis der von der Trennfläche und der Sohle beeinflussten Teilflächen, beinhaltet durch die hydraulische Berechnung alle Eingangsgrößen.

$$\phi^* = \phi_0^* \cdot f_{s,6} \left(\frac{A_T}{A_{So}} \right) \quad (3.21)$$

Neben den Bewuchsgrößen sind auch die Einflüsse der Sohlenrauheit und der Böschungsneigung berücksichtigt. Die Zusammenfassung aller Größen in einem Π -Parameter reduziert die Anzahl der durchzuführenden Versuche erheblich und würde auch den Aufbau der Ergebnisformel vereinfachen. Es müßten nur die Versuche durchgeführt werden, die zur Quantifizierung des funktionalen Zusammenhangs und zur Abschätzung der Anwendungsgrenzen erforderlich sind. Vorversuche zeigten jedoch, daß die Randbedingungen in dieser starken Reduktion wohl nicht mehr ausreichend genau beschrieben werden.

Im folgenden wird schwerpunktmäßig die Vorgehensweise nach Gl. 3.20 verfolgt.

Erforderliche experimentelle Untersuchungen:

In den experimentellen Untersuchungen werden die funktionalen Zusammenhänge der einzelnen Π -Parameter der Gl. 3.20 bestimmt. Die hydraulisch-sedimentologischen Versuche gliedern sich der Dimensionsanalyse folgend in vier Versuchsserien S1 bis S4:

Serie S1: Versuche ohne Bewuchs: Aus der Vielzahl der bestehenden Berechnungsansätze zum Geschiebetransport wurden anhand der Versuche ohne Bewuchs Ansätze ermittelt, die für den Geschiebetransport bei den hier vorliegenden Randbedingungen die besten Übereinstimmungen aufweisen.

Serie S2: Versuche mit beidseitig symmetrischem Bewuchs zur Variation des relativen Trennflächenabstandes b_T/h_T und der relativen Trennflächenhöhe h_T/h : In dieser Versuchsserie wurde ein standardisierter Böschungsbewuchs ($a_x = a_z = 5$ cm; $d_p = 1$ cm; $B = 80 = \text{const.}$) beidseitig-symmetrisch eingebaut. Die beiden verbleibenden Π -Parameter relative Trennflächenhöhe h_T/h und relativer Trennflächenabstand b_T/h_T wurden systematisch variiert, s. Abschnitt 3.3.1. Entsprechend den Untersuchungen mit fester Sohle wurden auch in den sedimentologischen Versuchen die dimensionsbehafteten Einflußgrößen Bewuchsanordnung, Wasserstand und Sohlenbreite variiert, um den Zusammenhang der beiden Π -Parameter für einen möglichst großen Anwendungsbereich zu ermitteln.

Serie S3: Versuche mit einseitigem Bewuchs: Analog zu den hydraulischen Verhältnissen kann aufgrund der intensiven Wechselwirkung zwischen Fluid und Sediment davon ausgegangen werden, daß bei einseitiger Bewuchsanordnung ähnliche Abhängigkeiten der Π -Parameter bestehen wie bei beidseitiger Uferbestockung. Da der Einfluß des Bewuchses bei einseitiger Anordnung und zunehmender Gerinnebreite, insbesondere für teilbewachsene Böschungen, naturgemäß immer geringer wird, wurden die Versuche auf eine volle Uferbestockung beschränkt. Die Ergebnisse aus den Versuchen mit beidseitiger Bewuchsanordnung wurden mit einer Transformationsfunktion auf einseitige und darauf aufbauend auf beliebige Bewuchsverhältnisse übertragen, vgl. Abschnitt 3.3.2.

Serie S4: Versuche mit Bewuchs zur Variation der Bewuchsanordnung/Bewuchsdichte: In der vierten Versuchsserie wurden die in den vorhergehenden Serien gewonnenen Erkenntnisse auf andere Anordnungen der Bewuchselemente bzw. Bewuchsdichten übertragen. Der Π -Parameter B wurde damit unabhängig von den anderen Π -Parametern untersucht. Dieses Vorgehen resultierte daraus, daß die Versuche der vierten Serie nicht im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden, sondern auf die Versuche von EILERS (1990) zurückgegriffen wurde, s.a. Abschnitt 3.3.1 und Abb. 1.2. EILERS führte Versuche mit veränderlicher Bewuchsdichte unter ähnlichen Randbedingungen durch ($b_{s0} = 0,400$ m; $a_x = 5$ bis 10 cm; $a_z = 5$ bis 10 cm; $d_p = 1$ cm; volle Uferbestockung; $d_{50} = 0,72$ mm).

3.3 Auswahl eines Berechnungsansatzes

3.3.1 Berechnungsansatz für den Geschiebetransport

MERTENS (1994) stellt einen Berechnungsansatz vor, mit dem der Einfluß des Uferbewuchses auf den Geschiebetransport erfaßt wird, s. Gl. 2.49 bis 2.51. Der Dimensionsanalyse mit Gl. 3.20 folgend und analog zu den Überlegungen von MERTENS wird im Rahmen dieser Arbeit ein Bewuchsbeiwert σ_B definiert, der die Veränderungen des Geschiebetransports durch den Uferbewuchs erfaßt:

$$\phi^* = \sigma_B \cdot \phi_0^* \quad (3.22)$$

mit: ϕ^* = Feststofftransportzahl, die die veränderte Turbulenzstruktur durch den Uferbewuchs berücksichtigt [1]

ϕ_0^* = Feststofftransportzahl, die aus der Transportberechnung mit einem vorhandenen Transportansatz für die hydraulischen Verhältnisse mit Uferbewuchs hervorgeht, die aber den Einfluß der Makroturbulenz auf den Geschiebetransport nicht berücksichtigt [1]

σ_B = Beiwert zur Berücksichtigung der veränderten Turbulenz (infolge des Uferbewuchses) auf den Geschiebetransport [1]

Die bewuchsinduzierten Makroturbulenzen beeinflussen nur den begrenzten Strömungsbereich III der Gewässersohle, s. Abb. 2.4. Der Geschiebetransport wird als Mittelwert über diesen Bereich berechnet. Für breite Gerinne wird der vegetationsbedingte Einfluß vernachlässigbar klein und dementsprechend geht der Bewuchsbeiwert σ_B gegen eins.

Verhältnisse ohne Uferbewuchs:

$$\sigma_B = 1,0 \quad (\text{der Geschiebetransport bleibt unverändert}) \quad (3.23)$$

Verhältnisse mit Uferbewuchs:

Aus Gl. 3.20 ergibt sich für den Bewuchsbeiwert σ_B :

$$\sigma_B = f_{S,7} \left(\frac{b_T}{h_T}, \frac{h_T}{h}, B \right) \quad (3.24)$$

Der Einfluß der Bewuchsdichte B auf den Geschiebetransport wird unabhängig von den anderen

Π -Parametern erfaßt. Die angenommene Unabhängigkeit wird nicht experimentell nachgewiesen, weil für die Versuche mit veränderter Bewuchsdichte auf die experimentellen Untersuchungen von EILERS (1990) zurückgegriffen und keine systematische Variation mit den anderen Π -Parametern nach Gl. 3.20 durchgeführt wurde.

Aus den hydraulischen Untersuchungen von BERTRAM (1985) ist bekannt, daß der Einfluß der Bewuchsdichte auf die mittlere Fließgeschwindigkeit im unverbauten Querschnitt relativ klein ist, vgl. BERTRAM (1985, Abb. 49 und 62). EILERS (1990) kommt bei seinen Untersuchungen zum Einfluß der Bewuchsdichte auf den Geschiebetransport nur zu der recht undifferenzierten Aussage, daß die transportrelevanten Sohlenschubspannungen um ca. 10 bis 20% gegenüber den berechneten Schubspannungen erhöht werden sollten. Da mit verhältnismäßig kleinen Auswirkungen der Bewuchsdichte zu rechnen ist, kann davon ausgegangen werden, daß eine Abhängigkeit der relativen Trennflächenhöhe und des relativen Trennflächenabstandes von dem Bewuchsparameter B versuchstechnisch nur schwer nachweisbar ist.

Andererseits besteht durch diese Vorgehensweise die Möglichkeit, die im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse auch auf andere Bewuchsdichten B zu übertragen. Die Ergebnisse werden damit, auch wenn sie nur an verhältnismäßig wenig Versuchen festgemacht werden können, für ein breites Spektrum von Bewuchsanordnungen anwendbar.

Dementsprechend wird Gl. 3.24 wie folgt umgeformt:

$$\sigma_B = f_{s,8} \left(\frac{b_T}{h_T}, \frac{h_T}{h} \right) \cdot f_{s,9}(B) \quad (3.25)$$

$$\sigma_B = \sigma_{B,0} \cdot \sigma_{B,B} \quad (3.26)$$

$$\text{mit } \sigma_{B,0} = f_{s,8} \left(\frac{b_T}{h_T}, \frac{h_T}{h} \right) \quad \text{Grund-Bewuchsbeiwert, der den Bewuchseinfluß des standardisierten Bewuchses erfaßt}$$

$$\sigma_{B,B} = f_{s,9}(B) \quad \text{Bewuchsbeiwert, der den Einfluß einer veränderten Anordnung der Bewuchselemente erfaßt (\sigma_{B,B} = 1,0 \text{ für Standard-Bewuchs (} B = 80 \text{))}$$

3.3.2 Bestimmung der hydraulisch wirksamen Eingangsgrößen $(b_T/h_T)_{hy}$ und $(h_T/h)_{hy}$

Für die hydraulischen Berechnungen werden an den Grenzflächen zwischen dem freien Fließquerschnitt und dem Bewuchsquerschnitt Trennflächen angeordnet, s. Abschnitt 2.2 und Abb. 2.3. Der Trennflächenabstand b_T entspricht sowohl bei einseitigem als auch bei beidseitigem Bewuchs der Spiegelbreite im unbewachsenen Querschnitt, s. Abb. 3.2. In dem durch den

Trennflächenabstand b_T beschriebenen Strömungsbereich III breiten sich die vegetationsbedingten Makroturbulenzen aus. Sofern der Strömungsbereich IV aufgrund der Gewässerbreite nicht auftritt, gilt für eine beidseitige Uferbestockung nach DVWK 220/1991:

$$b_T = b_{III,li} + b_{III,re} \quad (3.27)$$

Für eine einseitige Uferbestockung gilt entsprechend:

$$b_T = b_{III} \quad (3.28)$$

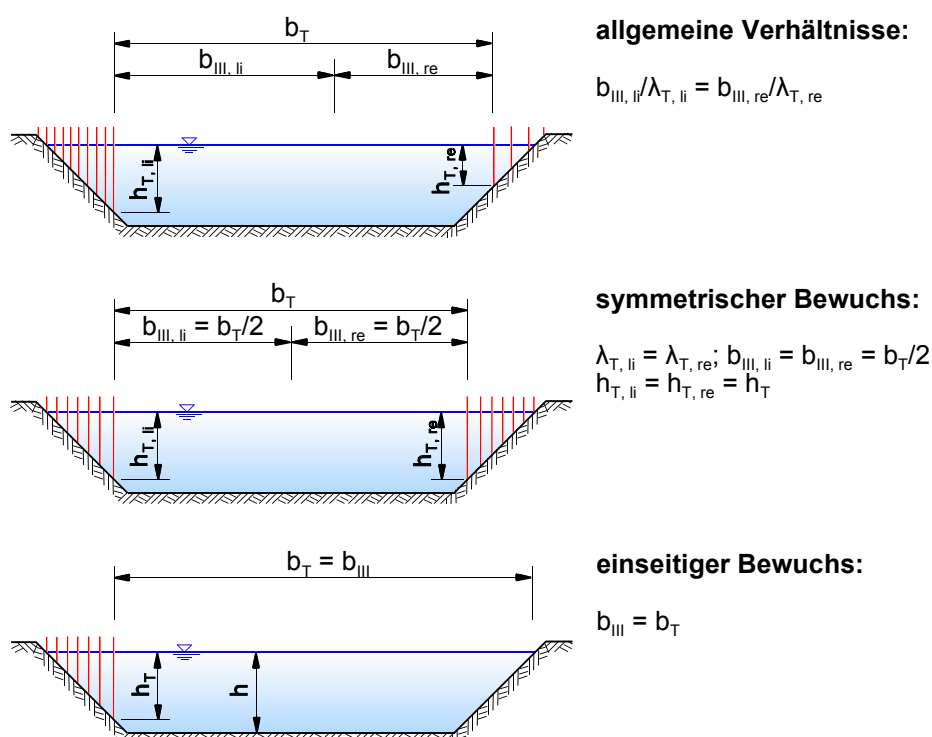


Abb. 3.2: Definitionsskizze zur Bestimmung des hydraulisch wirksamen Trennflächenabstandes

Als Eingangsgrößen für die hydraulisch-sedimentologischen Berechnungen werden für den relativen Trennflächenabstand b_T/h_T und die relative Trennflächenhöhe h_T/h hydraulisch wirksame Größen definiert. Sie werden entsprechend Gl. 2.33 aus der Impulsbilanz an einem Strömungsabschnitt und dem Fließgesetz nach DARCY/WEISBACH (Gl. 2.1 bzw. 2.12) abgeleitet. Auf diese Weise werden geometrische Einflüsse und Bewuchseinflüsse berücksichtigt. Für beliebige Bewuchsanordnungen werden damit hydraulisch begründete Eingangsgrößen definiert, die eine Interpolation des Bewuchsbeiwertes σ_B zwischen den beiden Grenzfällen einseitiger und beidseitig symmetrischer Bewuchs ermöglichen. Für symmetrische und einseitige Bewuchsanordnungen, die in den Versuchen dieser Arbeit untersucht wurden, lassen sich die Eingangsgrößen direkt aus der Querprofilgeometrie berechnen.

Definition für die hydraulische Berechnung:

Für die hydraulische Berechnung wird nach dem Einflußflächenverfahren von EINSTEIN (1934) und HORTON (1933) jeder Trennfläche eine separate Stromröhre zugewiesen. Die Breite der Stromröhren $b_{III, i}$ bzw. die Reichweite der bewuchsinduzierten Makroturbulenzen wird nach DVWK 220/1991 berechnet, s. Abb. 3.2 und Gl. 2.33. Die hydraulisch wirksamen Eingangsgrößen zur Berücksichtigung des Böschungsbewuchses werden hier wie folgt definiert:

- Allgemeine Verhältnisse (beidseitig unsymmetrische Uferbestockung):

$$\left(\frac{b_T}{h_T} \right)_{hy, li} = \frac{b_{III, li}}{h_{T, li}} \quad \text{bzw.} \quad \left(\frac{b_T}{h_T} \right)_{hy, re} = \frac{b_{III, re}}{h_{T, re}} \quad (3.29)$$

$$\left(\frac{h_T}{h} \right)_{hy, li} = \frac{h_{T, li}}{h} \quad \text{bzw.} \quad \left(\frac{h_T}{h} \right)_{hy, re} = \frac{h_{T, re}}{h} \quad (3.30)$$

- Als Sonderfall ergibt sich für symmetrische sowie einseitige Uferbestockung:

$$\left(\frac{b_T}{h_T} \right)_{hy} = \frac{b_T}{h_{T, li} + h_{T, re}} \quad (3.31)$$

$$\left(\frac{h_T}{h} \right)_{hy} = \frac{h_{T, li}}{h} \quad \text{bzw.} \quad \left(\frac{h_T}{h} \right)_{hy} = \frac{h_{T, re}}{h} \quad (3.32)$$

Für symmetrische Bewuchsanordnungen entspricht diese Definition u.a. der Beschreibung von PASCHE (1984) und SCHUMACHER (1995).

Definition für die sedimentologische Berechnung:

Der Einfluß des Uferbewuchses auf den Geschiebetransport wird mit dem Beiwert σ_B erfaßt, s. Abschnitt 3.3.1. Sofern der Strömungsbereich IV nicht auftritt, werden die transportrelevanten Sohlenschubspannungen mit *einem* hydraulischen Radius R_{So} berechnet. Der Einfluß des Uferbewuchses ist in diesem hydraulischen Radius berücksichtigt. Da somit ein mittlerer Geschiebetransport berechnet wird, ist es sinnvoll, auch mit *einem* hydraulisch wirksamen Bewuchsbeiwert σ_B zu rechnen, der den Gesamteinfluß des Uferbewuchses erfaßt. Demzufolge wird *ein* hydraulisch wirksamer relativer Trennflächenabstand $(b_T/h_T)_{hy}$ und *eine* hydraulisch wirksame relative Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{hy}$ zur Berechnung des Bewuchsbeiwertes definiert.

Der Trennflächenabstand b_T entspricht der Spiegelbreite des unbewachsenen Querschnitts. Für unsymmetrische Bewuchsanordnungen ergibt sich die hydraulisch wirksame Trennflächenhöhe $h_{T, hy}$ aus der arithmetischen Mittelung der Trennflächen-Fließwiderstände. Gedanklich werden

die beiden unterschiedlichen Teileinzugsflächen des Trennflächenwiderstandes in zwei flächengleiche und somit symmetrische Teileinzugsflächen umgeformt. Aus

$$\lambda_{T,m} h_{T,hy} = \frac{\lambda_{T,li} h_{T,li} + \lambda_{T,re} h_{T,re}}{2} \quad (3.33)$$

ergibt sich mit $(2 R_{T,m}) = R_{T,li} + R_{T,re}$ folgende Näherung:

$$h_{T,hy} = \frac{\sum A_{T,i}}{\sum R_{T,i}} = \frac{A_{T,li} + A_{T,re}}{R_{T,li} + R_{T,re}} \quad (3.34)$$

Hinweis: Für symmetrische Bewuchsanordnungen ist die hydraulisch wirksame Trennflächenhöhe $h_{T,hy}$ identisch mit der geometrischen Trennflächenhöhe h_T ; für die einseitige Bewuchsanordnung gilt $h_{T,hy} = h_T/2$.

In Anlehnung an die Definition für die hydraulischen Berechnungen werden der hydraulisch wirksame relative Trennflächenabstand $(b_T/h_T)_{hy}$ und die hydraulisch wirksame relative Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{hy}$ wie folgt definiert:

– Allgemeine Verhältnisse (beidseitig unsymmetrische Uferbestockung):

$$\left(\frac{b_T}{h_T} \right)_{hy} = \frac{b_T}{2 h_{T,hy}} \quad (3.35)$$

$$\left(\frac{h_T}{h} \right)_{hy} = \frac{h_{T,hy}}{h} \quad (3.36)$$

– Als Sonderfall ergibt sich für die einseitige Uferbestockung:

$$\left(\frac{b_T}{h_T} \right)_{hy} = \frac{b_T}{h_T} \quad (3.37)$$

$$\left(\frac{h_T}{h} \right)_{hy} = \frac{h_T/2}{h} \quad (3.38)$$

Übergang von beidseitig symmetrische auf einseitige Uferbestockung:

Mit der oben eingeführten Definition der hydraulisch wirksamen Einflußgrößen $(b_T/h_T)_{hy}$ und $(h_T/h)_{hy}$ wird der Geometriebeiwert c_{Geo} bzw. der Bewuchsbeiwert σ_B zunächst so berechnet, als wäre der Bewuchs beidseitig symmetrisch angeordnet. Mit einer Transformationsfunktion f_T wird der Übergang von den beiden Grenzfällen beidseitig symmetrischer Bewuchs und einseitiger Bewuchs hergestellt. Die Funktion ist abhängig vom Verhältnis der Trennflächenwiderstände $(\lambda_{T,i} h_{T,i})$:

$$f_T = f \left(\frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} \right) \quad (3.39)$$

mit: $(\lambda_T h_T)_{kl}$ = kleinerer Trennflächenwiderstand $\lambda_T h_T$ [1]

$(\lambda_T h_T)_{gr}$ = größerer Trennflächenwiderstand $\lambda_T h_T$ [1]

$$0 < (\lambda_T h_T)_{kl} / (\lambda_T h_T)_{gr} < 1$$

Abschließende Anmerkung:

Die beiden Grenzfälle beidseitig symmetrischer Bewuchs und einseitiger Bewuchs wurden experimentell untersucht. Die angegebenen Formeln zur Berechnung der hydraulisch wirksamen Eingangsgrößen $(b_T/h_T)_{hy}$ sowie $(h_T/h)_{hy}$ und der Übertragungsfunktion f_T sind Näherungen, die eine Interpolation des Bewuchsbeiwertes σ_B für beliebige Bewuchsverhältnisse ermöglichen.

4 Experimentelle Untersuchungen

4.1 Versuchseinrichtungen

Die experimentellen Untersuchungen zum Einfluß des Uferbewuchses und der Gerinnebreite auf den Geschiebetransport wurden in einer Kippbinne durchgeführt. Für die hydraulischen Versuche zur Überprüfung bzw. zur Quantifizierung des Trennflächenwiderstandes λ_T war eine feste Sohle aus Beton eingebaut. Die sedimentologischen Untersuchungen wurden mit einer beweglichen Sohle aus Sand durchgeführt. Die Untersuchungen beschränkten sich auf stationäre und gleichförmige Verhältnisse, d.h. es traten keine Anlandungen und keine Erosionen auf.

Versuchsrinne

Die Versuchsrinne für die experimentellen Untersuchungen war 30 m lang, 2,0 m breit und 0,80 m tief und bis + 15 ‰ neigbar. Die gewünschte Neigung ließ sich auf etwa $\pm 0,05$ ‰ genau voreinstellen. Der Bewuchs wurde auf einer Länge von 16 m im hinteren Bereich der Rinne eingebaut. Hieraus ergab sich eine ausreichend lange Meßstrecke, die je nach Versuchsbedingungen ca. 10 m lang war. Eine Übersicht über die Versuchsrinne mit den einzelnen Meßeinrichtungen gibt Abb. 4.1.

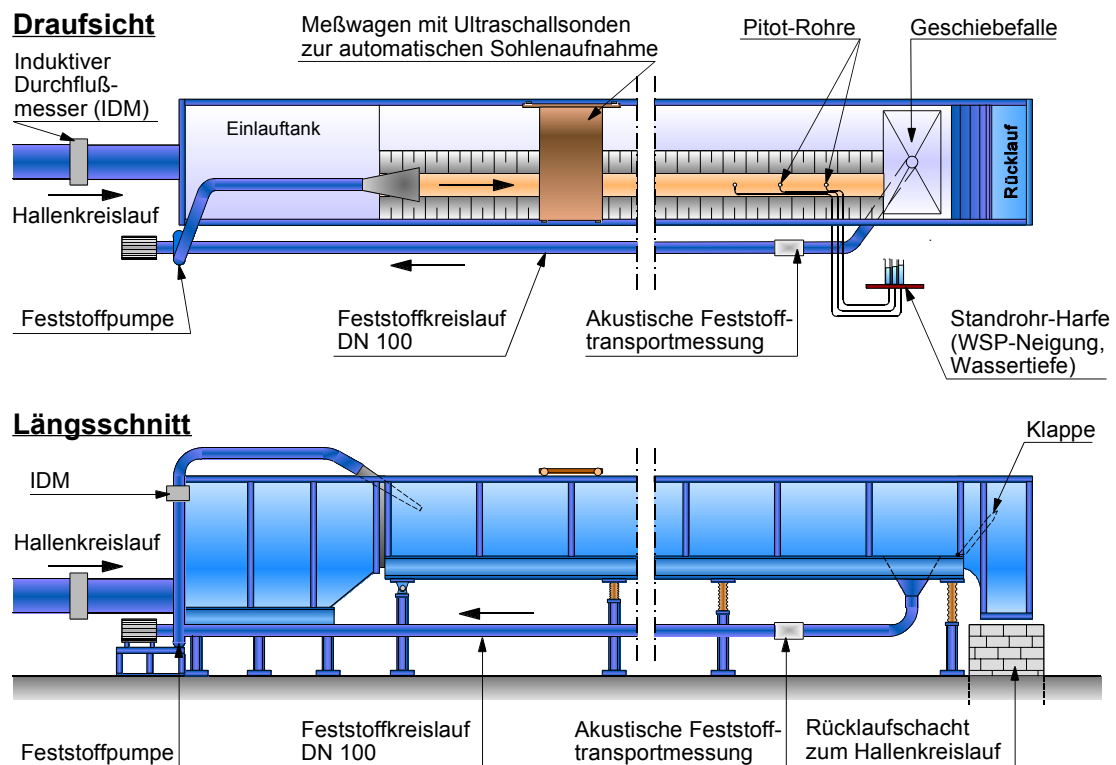


Abb. 4.1: Prinzipische Skizze der Versuchsrinne und der Meßeinrichtungen

In die Versuchsrinne wurde die zu untersuchende Gerinnegeometrie gemäß Abb. 4.2 eingebaut. Die Böschungen des Gerinnes bestanden aus Betonfertigteilen. Die Böschungsneigung wurde entsprechend den früheren Untersuchungen von BERTRAM (1985) und EILERS (1990) zu $1:n = 1:1$ gewählt, vgl. Abb. 1.2. Die Sohle des Gerinnes bestand für die sedimentologischen Untersuchungen aus einem 17,5 cm dicken Sandbett (Ausgangszustand).

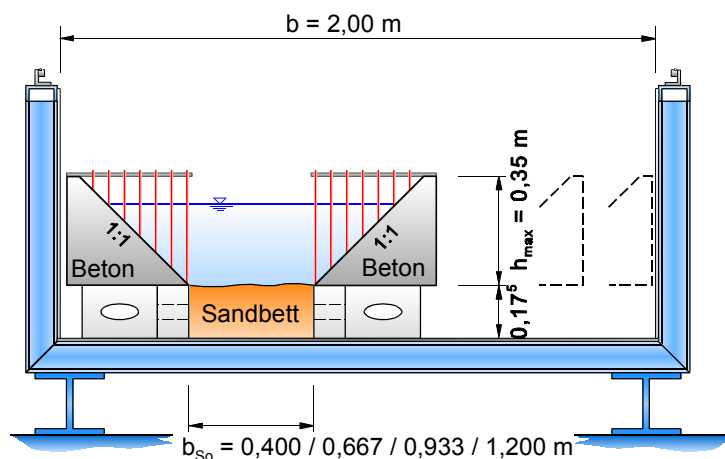


Abb. 4.2: Prinzipskizze der Versuchsrinne im Querschnitt

Die Rinne wurde aus dem Hallenkreislauf mit Wasser gespeist. Das transportierte Sediment wurde in einer Geschiebefalle (Trichter) am Ende der Versuchsrinne abgefangen. In einem getrennten Feststoffkreislauf wurde es mit einem Teilwasserstrom an den Einlauf der Versuchsrinne gepumpt und wieder in das System zurückgegeben. Durch dieses Verfahren war ein kontinuierlicher Sedimenttransport (Zugabe = Abgabe) und ein konstantes Geschiebevolumen im System gewährleistet. Die Transportkörper-Dynamik blieb im System enthalten, da die Sedimentrückfuhr im Verhältnis zum Transport in der Rinne sehr schnell vonstatten ging.

Geschiebe

Die Versuche wurden mit einem groben und eng gestuften Quarzkristallsand durchgeführt. Der charakteristische Korndurchmesser lag bei $d_{50} = 0,82$ mm und die Ungleichförmigkeitszahl bei $\sigma_g = 1,27$, s. Abb. 4.3.

Die Materialdichte betrug $\rho_F = 2650$ kg/m³. Die experimentell ermittelte Sinkgeschwindigkeit betrug $v_s = 13,0$ cm/s. Dieser Wert stimmte recht gut mit der nach ZANKE (1982) ermittelten Sinkgeschwindigkeit von $v_s = 12,5$ cm/s überein.

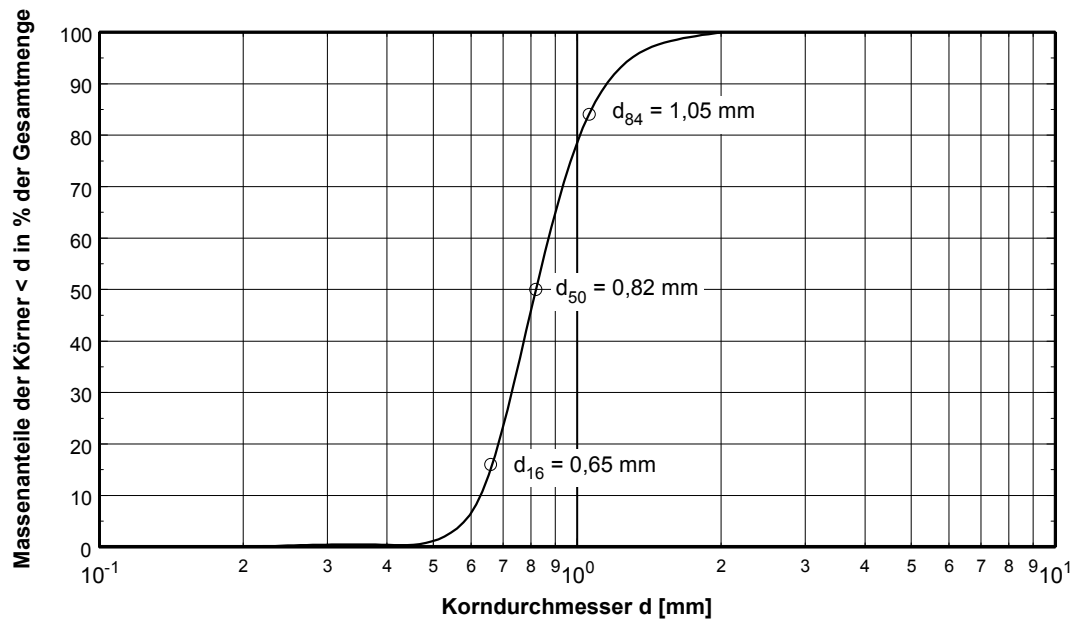


Abb. 4.3: Sieblinie des verwendeten Quarzkristallsandes

Bewuchs

Die Versuche wurden für starren durchströmten Böschungsbewuchs durchgeführt, der im Modell durch PVC-Stäbe mit einem Durchmesser von $d_p = 1,0 \text{ cm}$ simuliert wurde. Der Rasterabstand wurde entsprechend des Standardbewuchses der Untersuchungen von BERTRAM (1985) und EILERS (1990) zu $a_x = a_z = 5,0 \text{ cm}$ festgelegt. Somit standen ausreichend Variationsmöglichkeiten für die Anordnung von Teilbewuchs auf der Böschung zur Verfügung.

Die Bewuchselemente waren in Plexiglasplatten befestigt. Die Platten waren oberhalb des durchflossenen Querschnitts gelagert, so daß die Bewuchsstäbe von oben in die Strömung ragten, s. Abb. 4.2. Andere Bewuchsanordnungen wurden durch Umsetzen der Plexiglasplatten realisiert.

Abflußmessung

Der Zufluß zur Versuchsrinne wurde mit einem Schieber, der Abfluß im Feststoffkreislauf über die Pumpenleistung geregelt. Beide Teilabflüsse wurden mit induktiven Durchflußmessern (IDM) gemessen. Die massenbezogene Feststoffkonzentration in der Feststoffrohrleitung lag bei maximal ca. 1,0 %. Langzeitmessungen mit Klarwasser und Sand-Wasser-Gemischen zeigten, daß keine Beeinflussung der Abflußmessung vorlag, wenn die Abflußmessung über längere Zeiträume (ca. 15 min) gemittelt wurde.

Wasserstands- und Gefällemessung

Die Rinnenneigung wurde vor Beginn eines Versuches für einen gegebenen Abfluß auf ein angestrebtes Gefälle eingestellt. Der Wasserstand wurde über eine Klappe am Ende der Versuchsrinne so geregelt, daß das Wasserspiegelgefälle der Rinnenneigung entsprach. Aufgrund der Versuchsanordnung stellten sich nach einiger Zeit gleichförmige Abflußverhältnisse ein, d.h. die mittlere Sohlenneigung entsprach dem Wasserspiegel- und dem Rinnengefälle.

Das Wasserspiegelgefälle und der Wasserstand wurden mit Pitot-Rohren ($\varnothing = 5 \text{ mm}$), die an eine Standrohrharfe angeschlossen waren, an 10 Stellen im Abstand von 1,50 m gemessen. Durch die Standrohre ($\varnothing = 25 \text{ mm}$) konnten Wellen und kurzfristige Störungen des Wasserspiegels weitgehend eliminiert werden. Das Gefälle und der Wasserstand ergaben sich aus einer linearen Regression über die von den Zu- und Ablaufbedingungen unbeeinflussten Meßstellen.

Sohlenaufnahme

Die Höhenlage der Sohle wurde mit Ultraschall-Sonden von einem automatisch fahrenden, computergesteuerten Meßwagen erfaßt. Die Sonden waren im Querabstand zwischen 10 und 13 cm an eine Halterung am Meßwagen montiert. Der genaue Abstand zwischen den einzelnen Sonden hing von der Sohlenbreite ab. So wurden je nach Rinnenbreite zwischen 4 und 10 Längsprofile gleichzeitig aufgenommen.

Die Sonden sendeten ein Ultraschallsignal aus, das an der Sandsohle reflektiert wurde. Über die Laufzeit der Schallwellen wurde der Abstand der Sohle zur Sonde bestimmt. Durch Kalibriermessungen wurde eine Genauigkeit der Höhenkote von etwa $\Delta h \approx 0,5 \text{ mm}$ erreicht. In Rinnenlängsrichtung wurde je cm ein Profilpunkt gemessen, so daß die Längsschnitte der Sohle sehr genau abgebildet wurden.

Die Sohlenaufnahmen wurden im laufenden Versuch durchgeführt, nachdem das hydraulisch-sedimentologische Gleichgewicht erreicht war. Es wurden zwischen 5 und 10 Messungen, abhängig von der Regelmäßigkeit der Transportkörperformen, durchgeführt. Auf diese Weise wurde ein relativ genaues Bild der Sohlenformationen gewonnen.

Geschwindigkeitsmessungen

Für einige charakteristische Versuche wurden Geschwindigkeitsmessungen durchgeführt. Die Messungen wurden mit einer Acoustic-Doppler-Velocimeter (ADV)-Sonde der Firma NORTEK vorgenommen. Die Geschwindigkeitsfelder wurden bei symmetrischer Bewuchsanordnung im Halbprofil und bei einseitigem Bewuchs im Vollprofil aufgenommen. Der Abstand der ein-

zelenen Meßpunkte betrug in Bereichen großer Geschwindigkeitsänderungen $\Delta y = \Delta z = 2,5$ cm (nahe der Sohle und der Trennflächen sowie im Bewuchsquerschnitt); er wurde in den Bereichen geringer Geschwindigkeitsdifferenzen auf bis zu 5 cm aufgeweitet.

In Längsrichtung wurden die Geschwindigkeitsprofile in den Schnittpunkt der luvseitigen, langsam ansteigenden Seite der Transportkörper mit der mittleren Sohlenlage gelegt. Da die Transportkörper sich während der Messung weiter bewegten und veränderten, wurde die Meßzeit auf $t = 30$ s begrenzt. Mit diesem Meßintervall wurde ein Kompromiß zwischen der erforderlichen Meßzeit zur Erfassung der Strömungsvorgänge und den sich verändernden Sohlenformen erzielt.

Feststofftransportmessung

Allgemeines

Die Messung des Geschiebetransports wurde in der Rohrleitung des Feststoffkreislaufs mit einer akustischen Feststofftransportmessung durchgeführt. Die akustische Feststofftransportmessung wurde eigens für die experimentellen Untersuchungen neu entwickelt. Das Meßprinzip, demzufolge ein mit der Strömung transportiertes Korn beim Anprall an einen Resonanzkörper ein transportabhängiges Geräusch erzeugt, geht auf TÜRK (1938) zurück. Systematisch angewendet und weiterentwickelt wurde es u.a. von FELKEL/STÖRMER (1980) in Söllingen am Rhein (km 327,3, oberhalb der Staustufe Iffezheim). Sie verwendeten ein Mikrofon in einem metallischen Klangkörper und zeichneten die Geräusche auf; in Gebirgsflüssen bei sehr grobkörnigen bis steinigen Sohlenmaterial wurden auch direkt Hydrophone eingesetzt (ETTER, 1996).

FELKEL und STÖRMER zählten auf elektronischem Weg die Anschläge einzelner Körner. Sie konnten so den Transportbeginn und das Transportende bei fallenden Wasserständen feststellen. Es gelang ihnen auch eine eindeutige Beziehung zwischen dem Abfluß und der qualitativen Transportintensität (Anschläge pro Zeiteinheit) herzustellen, sie erhielten jedoch keine quantitative Aussage über die transportierte Geschiebemenge.

Da im Labor die Möglichkeit besteht, anhand von Kalibriermessungen eine Korrelation zwischen den Geräuschen und dem Transport herzustellen, wurde das Meßprinzip aufgegriffen, weiterentwickelt und in den experimentellen Untersuchungen für quantitative Messungen erfolgreich eingesetzt.

Mechanischer Aufbau der Meßeinrichtung

Die Meßapparatur wurde in der Rohrleitung des Feststoffkreislaufs angeordnet. Wesentliches

Bauelement war ein Mikrofon, das in einen geschlossenen, zylindrischen Resonanzkörper eingebaut wurde, s. Abb. 4.4. Die Geräusche, sowohl die Intensität als auch das Frequenzspektrum, hingen von dem komplexen Zusammenwirken zwischen Feststoff- und Strömungseigenschaften und den Eigenschaften des Resonanzkörpers ab. Eine solide und genau definierte Ausführung aller Elemente war erforderlich, um reproduzierbare Ergebnisse zu erzielen. So führten bereits kleine Änderungen der Position des Mikrofons zu erheblichen Veränderungen der gemessenen Geräusche, z.B. aufgrund der vielfachen Reflexionen im Resonanzkörper.

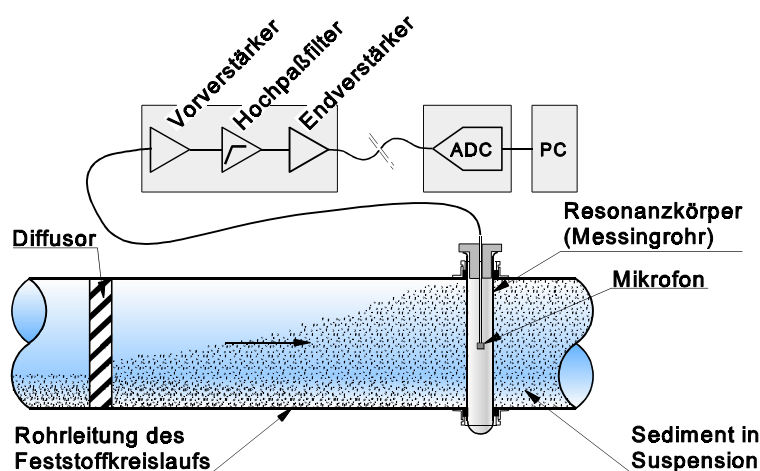


Abb. 4.4: Prinzipskizze der akustischen Feststofftransportmessung

Eine relativ hohe Fließgeschwindigkeit ($v \approx 2,0 \text{ m/s}$) und ein Diffusor vor dem Resonanzkörper bewirkten, daß das Sediment im Bereich des Resonanzkörpers in Suspension transportiert wurde. Suspensionstransport ist für feinkörniges Material unabdingbar, da nicht mehr der Anprall einzelner Körner, sondern das summarische Geräusch aus der Überlagerung der einzelnen Anprallgeräusche erfaßt wird. Bei Geschiebetransport in der Feststoffrohrleitung ist, bedingt durch die Transportkörper, ein sich ständig ändernder Teil des Resonanzkörpers in die Geschiebesohle eingebunden. Das komplexe Zusammenwirken zwischen Anprallort, Anprallgeschwindigkeit und Dämpfung des Geräusches wird bei einer Geschiebesohle in der Rohrleitung maßgeblich beeinflusst, folglich ist das Verhältnis zwischen Sedimenttransport und zugeordneter Geräuschintensität nicht mehr eindeutig zu bestimmen.

Die Wahl des Resonanzkörpers beeinflusste ebenfalls maßgebend die Geräuschentwicklung. Harte, wenig elastische Materialien (z.B. Glas) ergaben ein vergleichsweise lautes Geräusch mit gutem Verhältnis zwischen Nutzsignal und Störgeräuschen; sie waren aber sehr verschleißanfällig gegen das abrasive Wasser-Sand-Gemisch. Weichere, elastischere Materialien dagegen ergaben ein schwächeres Geräusch; sie waren aber einem geringeren mechanischen Verschleiß unterworfen. Die Abrasion des Resonanzkörpers ist von Bedeutung, da veränderliche Wand-

stärken ebenfalls zu veränderten Geräuschen führten.

Die Querschnittsform des Resonanzkörpers hatte einen vergleichbaren Einfluß. Strömungsgünstige Querschnitte waren einem geringeren Verschleiß unterworfen, führten aber auch zu einer geringeren Geräuschentwicklung.

Entwicklung und Aufbau der elektronischen Filter- und Verstärkereinheit

Zur Entwicklung der Filter- und Verstärkereinheit wurde zunächst mit einem provisorischen Aufbau das Frequenzspektrum des Nutzsignals als auch der Hintergrundgeräusche beobachtet. Mit diesem provisorischen Aufbau wurden auch verschiedene Resonanzkörper (Material, Form) und Diffusoren untersucht, da diese das Nutzsignal ebenfalls beeinflussten. Es zeigte sich, daß das Frequenzspektrum des Anprallgeräusches der Sandkörner mit dem vorgesehenen Versuchsaufbau im wesentlichen über 8 kHz lag und die störenden Hintergrundgeräusche (Rauschen des Wassers, Werkstattarbeiten, Kranfahrten etc.) unter 8 kHz lagen, s. Abb. 4.5.

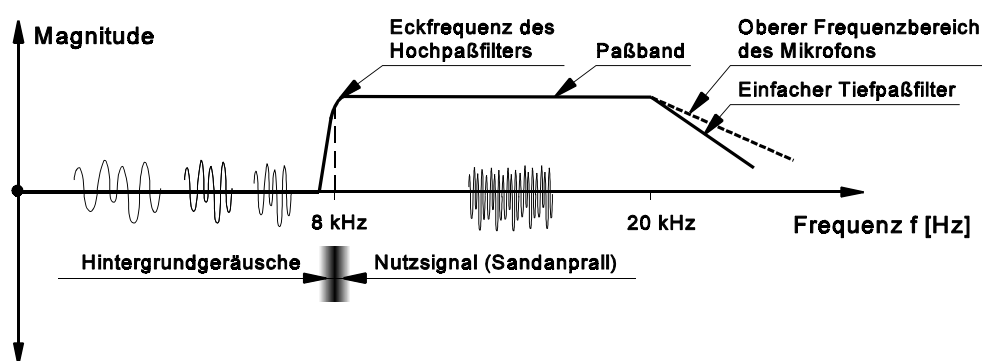


Abb. 4.5: Prinzipskizze des Frequenzspektrums der Nutz- und Störsignale sowie der Wirkungsweise des Filters und des Mikrofons

Zur Dämpfung der Hintergrundgeräusche war ein extrem steilflankiger Hochpaßfilter erforderlich, da die Frequenzspektren des Nutz- sowie des Störsignals sehr eng zusammenlagen. Um den endgültigen Hochpaßfilter zu dimensionieren und um flexibel auf mögliche Änderungen am Versuchsstand reagieren zu können, wurde ein Filterbaustein gewählt, dessen Eckfrequenz über die Frequenz eines Oszillators verändert werden konnte. Diese Vorgehensweise erleichterte erheblich die empirische Festlegung der Eckfrequenz des Filters. Der Frequenzbereich des gewählten Mikrofons begrenzte das Frequenzband nach oben. Zusätzlich integrierte einfache Tiefpaßfilter gewährleisteten, daß hochfrequente Störungen des Oszillators das Nutzsignal nicht verfälschten.

In Abb. 4.6 ist ein schematischer Aufbau der Filter- und Verstärkereinheit dargestellt; die einzelnen Komponenten können im Detail Anlage 3 entnommen werden. Die Vor- und Ausgangsverstärker wurden zweistufig ausgebildet. Mit einer ADC-Karte (Analog-Digital-Converter) wurde das analoge Signal in ein digitales Äquivalent gewandelt und schließlich im PC ausgewertet und gespeichert.

Filter- und Verstärkereinheit

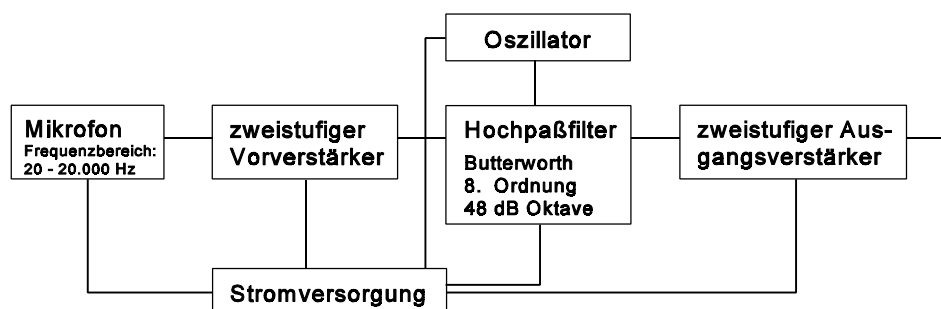


Abb. 4.6: Prinzipskizze zum Aufbau der Filter- und Verstärkereinheit

Auswertung der Signale

Die Meß- und Auswertesystematik wurde von folgenden Faktoren bestimmt:

- Das *Geräuschfrequenzspektrum* hing von der verwendeten Versuchsanordnung (Versuchssand $d_{50} = 0,82$ mm, Messingrohr als Resonanzkörper, verwendete Elektronik) ab und lag um ca. 12 kHz Mittenfrequenz.
- Die *Sample-Rate* wurde entsprechend des Geräuschfrequenzspektrums zu ca. 50 kHz gewählt. Sie entsprach in diesem Fall der maximalen Sample-Rate, die von der Leistungsfähigkeit der verwendeten Elektronik, der ADC-Karte und des PCs abhing.
- Die Dauer einer *Meßsequenz* wurde aufgrund der Turbulenzstruktur (Ausprägung der Turbulenzballen in der Rohrleitung mit unterschiedlichen Sedimentkonzentrationen) zu ca. 10 s gewählt.
- Die Dauer einer *Auswertungssequenz* wurde von der Auswertesystematik, der Anzahl der auszuwertenden Daten und von der Rechengeschwindigkeit des PCs bestimmt. Sie betrug bei der festgelegten Meßsequenz von 10 s Dauer ca. 30 s, so daß etwa alle 40 s ein Meßwert für die Feststoffmessung gewonnen wurde. Der Geschiebetransport in den Versuchen wurde somit quasikontinuierlich gemessen.

Voruntersuchungen zeigten, daß die Feststoffkonzentration im wesentlichen die Amplitude der Geräusche bestimmte. Der Korndurchmesser wirkte sich dagegen auch auf das Frequenzspektrum der erfaßten Geräusche aus. Die Amplitude wurde mit mehreren statistischen Größen (z.B. Mittelwert und Standardabweichung der Meßwerte, Verteilung der Meßwerte etc.) erfaßt. Die Verteilung des Frequenzspektrums wird i.d.R. mittels einer Fast Fourier Transformation (FFT) gewonnen. Sie war softwareseitig aber bei der erforderlichen Sample-Rate nicht mehr meßbegleitend möglich. Der in den Versuchen verwendete, nahezu einkörnige Sand erübrigte eine Frequenzanalyse, da sich die Kornverteilung der Sandsohle im Versuch nicht änderte.

Der Zusammenhang zwischen der Amplitude des Geräusches und dem Feststofftransport wurde über Kalibriermessungen ermittelt. Bei den Kalibrierungen wurde der Geschiebetransport in der Versuchsrinne unterbunden und ein definierter Sedimentstrom kontinuierlich direkt in den Einlauf der Feststoffrohrleitung zugegeben. Die entstandenen Geräusche wurden unter Versuchsbedingungen in Abhängigkeit der Transportrate und der Strömungsgeschwindigkeit in der Rohrleitung gemessen. Je Transportrate wurden ca. 20 Meßsequenzen aufgezeichnet.

Die Strömungsgeschwindigkeit in der Feststoffrohrleitung hatte einen erheblichen Einfluß auf die Geräuschentwicklung. Da sie über mehrere Versuche, bedingt durch die Anpassung der Unterwasserstände und Leistungsschwankungen der Pumpe, nicht völlig konstant gehalten werden konnte, wurde die Strömungsgeschwindigkeit in den Kalibriermessungen ebenfalls variiert und mit den Geräuschen korreliert, s. Abb. 4.7. Der funktionale Zusammenhang zwischen Sedimenttransport und Fließgeschwindigkeit in der Rohrleitung auf der einen Seite und dem gemessenen Geräusch auf der anderen Seite wurde mit einer multiplen Regression berechnet.

Die Qualität der Kalibriermessung läßt sich an Abb. 4.8 erkennen. Dort wurde der zugegebene Feststofftransport dem mit der Kalibrierfunktion berechneten Feststofftransport gegenüber gestellt. Es ergaben sich keine systematischen Abweichungen für spezielle Transportraten oder Fließgeschwindigkeiten. Der berechnete Mittelwert der ca. 20 Einzelmessungen für jede Transportrate ergab genau die zugegebene Transportrate. Die Streuungen der Einzelmessungen sind relativ gering und liegen voraussichtlich in den Turbulenzballen der Zwei-Phasen-Strömung begründet.

Aufgrund der Sensibilität des Meßverfahrens wurde nach Abschluß eines jeden Versuchs die Kalibrierung anhand von zwei Transportraten kontrolliert, um Veränderungen am System (z.B. Verschleiß am Resonanzkörper) frühzeitig zu erkennen. Gegebenenfalls wurde eine geringfügige Korrektur der Kalibrierung vorgenommen.

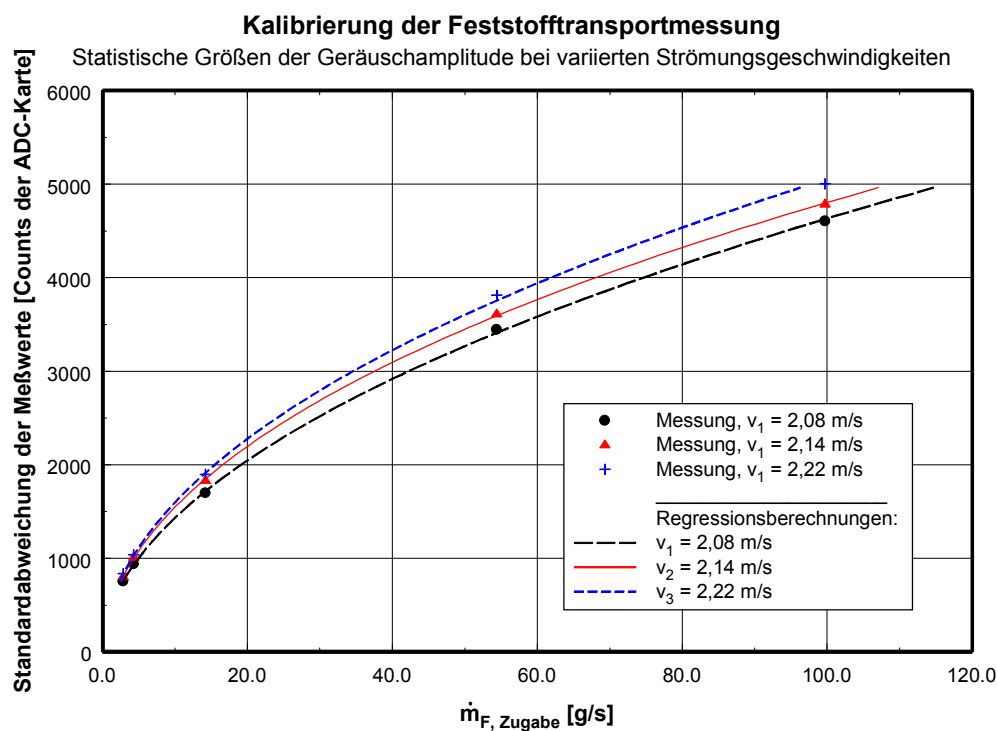


Abb. 4.7: Kalibrierung der akustischen Feststofftransportmessung

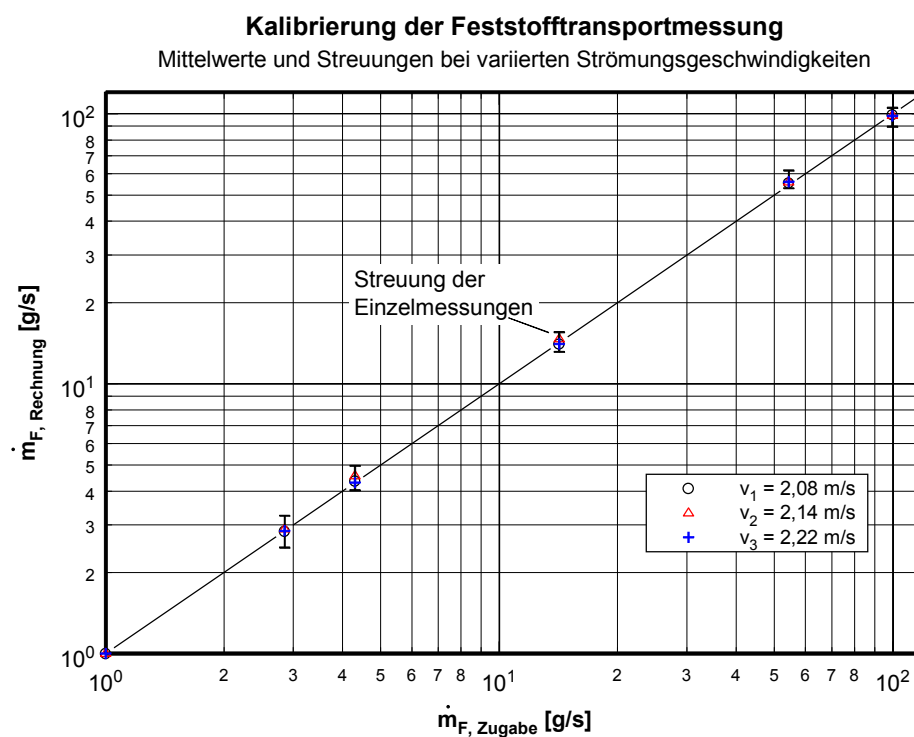


Abb. 4.8: Streuungen bei der Kalibrierung der akustischen Feststofftransportmessung

Mit diesem quasikontinuierlichen Meßverfahren war es möglich, die Dynamik des Geschiebetransports in den Versuchen festzustellen. Neben den kurzfristigen, systembedingten Schwankungen (Turbulenzballen in der Feststoffleitung) konnte die mittelfristige (Durchwandern der Transportkörper auf der Gerinnesohle) und die langfristige Dynamik (Gleichgewichtszustand mit stationären Fließ- und Transportzuständen) in der Geschiebeführung erfaßt werden, s. Abschnitt 5.5.

4.2 Versuchsprogramm

4.2.1 Vorbemerkungen

In der Dimensionsanalyse zu den hydraulischen Verhältnissen im unbewachsenen Mittelquerschnitt wurde in Abschnitt 3.2.2 eine funktionale Abhängigkeit des Geometriebeiwertes c_{Geo} vom relativen Trennflächenabstand b_T/h_T und von der relativen Trennflächenhöhe h_T/h gemäß Gl. 3.11 und Gl. 3.15 hergeleitet. Der Geometriebeiwert geht in die Berechnung des Trennflächenwiderstandes nach MERTENS (Gl. 3.9) und PASCHE (Gl. 3.13) ein.

$$c_{\text{Geo}} = f_{\text{III}, 10/13} \left(\frac{b_T}{h_T}, \frac{h_T}{h} \right) \quad (3.11) \text{ bzw. } (3.15)$$

Die Feststofftransportzahl ϕ^* , die den veränderten Geschiebetransport infolge der vegetationsbedingten Makroturbulenz berücksichtigt, weist gemäß der Dimensionsanalyse in Abschnitt 3.2.3 ebenfalls eine Abhängigkeit vom relativen Trennflächenabstand b_T/h_T und von der relativen Trennflächenhöhe h_T/h auf. Zusätzlich liegt eine Abhängigkeit vom Bewuchsparameter B vor, s. Gl. 3.20. Mit Rückgriff auf die Versuche von EILERS (1990) wird der Bewuchsbeiwert σ_B wie folgt definiert:

$$\sigma_B = f_{s, 8} \left(\frac{b_T}{h_T}, \frac{h_T}{h} \right) \cdot f_{s, 9} (B) \quad (3.25)$$

In den erforderlichen hydraulischen Zusatzversuchen und in den hydraulisch-sedimentologischen Hauptversuchen wurde der funktionale Zusammenhang zwischen den beiden Π -Parametern b_T/h_T sowie h_T/h und der jeweiligen Zielgröße c_{Geo} bzw. σ_B quantifiziert.

In den Versuchen ließ sich die Wassertiefe h , z.B. durch eine Veränderung des Abflusses und/oder des Gefälles, am einfachsten verändern. Aufgrund des geometrischen Zusammenhangs zwischen h , h_T sowie b_T einerseits und aufgrund der Randbedingungen im Versuchsstand andererseits (die Bewuchsstäbe waren nur im 5 cm Rasterabstand zu entfernen; die Veränderung der Sohlenbreite war mit hohem baulichen Aufwand verbunden) war es versuchstechnisch unvermeidlich, daß sich bei einer Veränderung der Wassertiefe h neben dem Parameter h_T/h auch gleichzeitig der zweite Π -Parameter b_T/h_T veränderte. Da auf direktem Wege in den Versuchen nur mit erheblichem Aufwand abschnittsweise konstante Verhältnisse von h_T/h oder b_T/h_T realisiert werden konnten, wurde in den experimentellen Untersuchungen wie folgt vorgegangen:

In den hydraulischen Versuchen wurde für drei standardisierte Abflüsse das Energieliniengefälle (bei gleichförmigen Strömungsverhältnissen) variiert. Diese Variation wurde systematisch für

unterschiedliche Bewuchsanordnungen durchgeführt (voller Uferbewuchs, danach wurden sukzessive am Böschungsfuß beginnend die Bewuchsreihen entfernt bis kein Uferbewuchs mehr vorlag). Entgegen dem Versuchsschema von BERTRAM (1985) wurde der relative Trennflächenabstand nicht nur durch wechselnde Wasserstände verändert, sondern durch unterschiedliche Sohlenbreiten. Aus diesem Versuchsspektrum wurden dann für die drei standardisierten Abflüsse die entsprechenden Versuche mit abschnittsweise konstanten Verhältnissen h_T/h interpoliert, die zur Quantifizierung von Gl. 3.11 und Gl. 3.15 erforderlich waren.

Bei den hydraulisch-sedimentologischen Versuchen wurden für die drei standardisierten Abflüsse der Geschiebetrieb durch Anpassung des Gefälles variiert. Ansonsten wurde entsprechend der hydraulischen Versuche vorgegangen.

4.2.2 Standardversuche und Variationsbreiten der Einflußgrößen

Für die experimentellen Untersuchungen wurden aus überschlägigen Berechnungen und Vorversuchen sowie in Anlehnung an die hydraulischen Versuche von BERTRAM (1985) und die hydraulisch-sedimentologischen Versuche von EILERS (1990) folgende Standardbedingungen festgelegt:

- Gerinnegeometrie: Sohlenbreite: $b_{so} = 0,400 \text{ m}$
 Böschungsneigung: $1:n = 1:1$
- Bewuchsanordnung: Bewuchsabstände: $a_x = 5,0 \text{ cm}$
 $a_z = 5,0 \text{ cm}$
 Stabdurchmesser: $d_p = 1,0 \text{ cm}$
 beidseitig volle Uferbestockung, parallele Anordnung der Stäbe
- Abfluß (über der Sohle): $q = 0,150 \text{ m}^3/(\text{s m})$
- Geschiebetrieb: $m_F = 37,5 \cdot 10^{-3} \text{ kg}/(\text{s m}) \quad \rightarrow \phi^* = 0,15$

Die Standardbedingungen wurden gemäß oben beschriebener Vorgehensweise systematisch variiert, so daß für die Π -Parameter eine möglichst große Variationsbreite erreicht wurde. Die Variationsbreite ergab sich aus den Möglichkeiten im Versuchsstand. Folgende Grenzen wurden festgelegt bzw. ergaben sich:

Relative Trennflächenhöhe

Die relative Trennflächenhöhe wurde durch Veränderung der Bewuchsanordnung und der

Wassertiefe h zwischen $0,15 \leq h_T/h \leq 1,0$ variiert. Für kleinere Werte war der Einfluß der Trennflächen so gering, daß er nicht mehr hinreichend genau gemessen werden konnte.

Relativer Trennflächenabstand

Der relative Trennflächenabstand b_T/h_T konnte für kleine Trennflächenhöhen h_T in den Versuchen bis etwa $(b_T/h_T)_{hy} \approx 20$ erfaßt werden; für eine volle Uferbestockung waren relative Trennflächenabstände zwischen $0,5 \leq (b_T/h_T)_{hy} \leq 3,0$ realisierbar.

Geschiebetransport

Der Sedimenttransport war durch die Festlegung auf Geschiebetransport nach oben hin begrenzt. Das Kleinstkorn des Versuchssandes wies einen Korndurchmesser von $d_{min} \approx 0,4$ mm auf. Nach KRESSER berechnet sich die Grenzgeschwindigkeit für den Übergang vom Geschiebe- zum Schwebstofftransport für Verhältnisse ohne Bewuchs zu:

$$v_{m, gr} = \sqrt{360 \, g \, d} \quad (4.1)$$

Die maximale in den Versuchen gemessene Fließgeschwindigkeit lag bei $v_{m, max} \approx 0,7$ m/s und blieb damit deutlich unter der Grenzgeschwindigkeit von $v_{m, gr} = 1,2$ m/s. Der Transportbeginn war nicht Gegenstand der Untersuchungen. Der Geschiebetransport wurde in den Grenzen $0,05 \leq \phi^* \leq 0,30$ bzw. $12 \leq m_F \leq 75$ g/(s m) untersucht.

Sohlenbreite

Die Sohlenbreite in den Standardversuchen entsprach der Sohlenbreite in den Versuchen von BERTRAM (1985) und EILERS (1990). In der vorhandenen Versuchsrinne mit einer Breite von 2,00 m war bei der festgelegten Böschungsneigung und -höhe eine maximale Sohlenbreite von $b_{so} = 1,20$ m realisierbar. Für die hydraulischen Versuche wurden nur zwei Sohlenbreiten untersucht ($b_{so} = 0,400/0,933$ m). Aufgrund des deutlich geringeren Sohleneinflusses und der daraus folgenden genaueren Erfassung des Trennflächenwiderstandes, konnte eine ausreichende Variationsbreite der beiden Π -Parameter b_T/h_T und h_T/h abgedeckt werden. Für die hydraulisch-sedimentologischen Versuche wurden vier Sohlenbreiten ($b_{so} = 0,400/0,667/0,933/1,200$ m) experimentell untersucht.

Bewuchsanordnung

Von der Standard-Bewuchsanordnung mit voller beidseitiger Uferbestockung wurden am Böschungsfuß beginnend sukzessive die Bewuchsreihen einzeln entfernt. Aufgrund des abnehmenden Fließwiderstandes und der damit fallenden Wassertiefe war es ausreichend, maximal drei Reihen zu entfernen. Danach reichte entweder kein Bewuchs mehr in die Strömung oder die Trennflächenhöhe wäre so klein gewesen, daß der Einfluß der Trennfläche nicht mehr hinreichend genau hätte erfaßt werden können. Dies galt insbesondere für die sedimentologischen Versuche.

Die Versuche mit einseitigem Böschungsbewuchs wurden für die hydraulisch-sedimentologischen Versuche auf eine volle Uferbestockung beschränkt, weil bei zunehmender Sohlenbreite der abnehmende Trennflächeneinfluß nicht mehr hinreichend genau erfaßt werden konnte. Für die rein hydraulischen Versuche wurden einige ergänzende Versuche mit einseitig teilbewachsener Böschung durchgeführt.

Abfluß

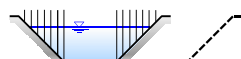
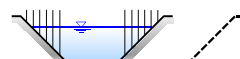
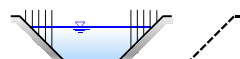
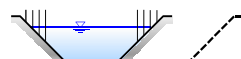
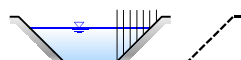
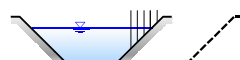
Der größtmögliche sohlenbezogene Abfluß war durch die Kapazität der Versuchsrinne (bei $b_{so} = 0,400$ m und beidseitig voller Uferbestockung) bestimmt. Der niedrigste Abfluß mußte Wassertiefen gewährleisten, die einen dominierenden Einfluß der Transportkörper ausschlossen. Es wurden die Abflüsse $q = 0,100/0,150/0,175$ m³/(s m) untersucht.

Gefälle

Das Gefälle für die hydraulischen Versuche wurde entsprechend der Untersuchungen von PASCHE (1984) und BERTRAM (1985) auf $I = 0,5/1,0/2,0$ ‰ festgelegt und für die Versuche mit großem Einfluß der Trennflächen um ein weiteres Gefälle ($I = 4,0$ ‰) ergänzt. In den hydraulisch-sedimentologischen Versuchen ergab sich das Gefälle aus den Versuchsbedingungen und dem angestrebten Geschiebetransport.

4.2.3 Hydraulische Zusatzversuche

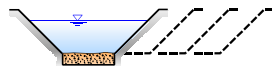
Die hydraulischen Zusatzversuche mit fester Sohle wurden in Anlehnung an die geplanten Versuche mit beweglicher Sohle und entsprechend der Versuche von BERTRAM (1985) durchgeführt. Sie beschränkten sich auf zwei Sohlenbreiten und sind in Abb. 4.9 und Tab. 4.1 zusammenfassend dargestellt.

Serie H1: Versuche ohne Bewuchs
 $b_{so} = 0,400 / 0,933 \text{ m}$
Serie H2: Versuche mit beidseitig symmetrischer Uferbestockung**volle Uferbestockung**
 $b_{so} = 0,400 / 0,933 \text{ m}$
1 Bew.-Reihe entfernt
 $b_{so} = 0,400 / 0,933 \text{ m}$
2 Bew.-Reihen entfernt
 $b_{so} = 0,400 / 0,933 \text{ m}$
3 Bew.-Reihen entfernt
 $b_{so} = 0,400 / 0,933 \text{ m}$
Serie H3: Versuche mit einseitiger Uferbestockung**volle Uferbestockung**
 $b_{so} = 0,400 / 0,933 \text{ m}$
2 Bew.-Reihen entfernt
 $b_{so} = 0,400 / 0,933 \text{ m}$
Abb. 4.9: Versuchsprogramm der hydraulischen Zusatzversuche mit fester Sohle

Sohlenbreite $b_{so} \text{ [m]}$	Bewuchsanordnung $a_x = 5 \text{ cm}, a_z = 5 \text{ cm}, d_p = 1 \text{ cm}$	Abfluß $q \text{ [m}^3\text{/(s m)]}$	Gefälle $I \text{ [‰]}$
0,400 / 0,933	ohne Bewuchs	0,100 / 0,150 / 0,175	0,5 / 1,0 / 2,0 / 4,0
	beidseitig voller Bewuchs und beidseitig teilbewachsene Böschungen (jeweils die innere, die inneren 2 und die inneren 3 Bewuchsreihen entfernt)		
	einseitig voller Bewuchs und einseitig teilbewachsene Böschung (die 2 inneren Bewuchsreihen entfernt)		

Tab. 4.1: Versuchsprogramm der hydraulischen Zusatzversuche mit fester Sohle**4.2.4 Hydraulisch-sedimentologische Hauptversuche**

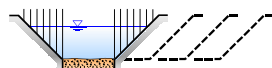
Das Versuchsprogramm der hydraulisch-sedimentologischen Hauptversuche mit beweglicher Sohle, die den Schwerpunkt der experimentellen Untersuchungen darstellten, ist in Abb. 4.10 und Tab. 4.2 zusammengestellt.

Serie S1: Versuche ohne Bewuchs

$$b_{so} = 0,400 / 0,667 / 0,933 / 1,200 \text{ m}$$

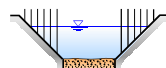
Serie S2: Versuche mit beidseitig symmetrischer Uferbestockung

volle Uferbestockung



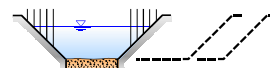
$$b_{so} = 0,400 / 0,667 / 0,933 / 1,200 \text{ m}$$

1 Bew.-Reihe entfernt



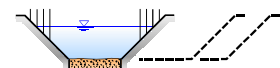
$$b_{so} = 0,400 \text{ m}$$

2 Bew.-Reihen entfernt



$$b_{so} = 0,400 / 0,933 / 1,200 \text{ m}$$

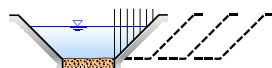
3 Bew.-Reihen entfernt



$$b_{so} = 0,400 / 0,933 / 1,200 \text{ m}$$

Serie S3: Versuche mit einseitiger Uferbestockung

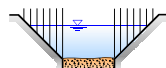
volle Uferbestockung



$$b_{so} = 0,400 / 0,667 / 0,933 / 1,200 \text{ m}$$

Serie S4 (aus EILERS, 1990): Versuche mit veränderter Bewuchsdichte (beids. symmetrisch)

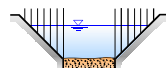
volle Uferbestockung



$$b_{so} = 0,400 \text{ m}$$

$$a_x = 5 \text{ cm}, a_z = 5 \text{ cm}, d_p = 1 \text{ cm}$$

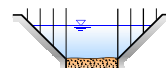
volle Uferbestockung



$$b_{so} = 0,400 \text{ m}$$

$$a_x = 10 \text{ cm}, a_z = 5 \text{ cm}, d_p = 1 \text{ cm}$$

volle Uferbestockung



$$b_{so} = 0,400 \text{ m}$$

$$a_x = 10 \text{ cm}, a_z = 10 \text{ cm}, d_p = 1 \text{ cm}$$

Abb. 4.10: Versuchsprogramm der hydraulisch-sedimentologischen Versuche mit beweglicher Sohle

Sohlenbreite b_{so} [m]	Bewuchsanordnung $a_x = 5 \text{ cm}, a_z = 5 \text{ cm}, d_p = 1 \text{ cm}$	Abfluß q [$\text{m}^3/(\text{s m})$]	Geschiebetransport ϕ^* [1] bzw. m_F [$\text{g}/(\text{s m})$]
0,400 / 0,667 / 0,933 / 1,200	ohne Bewuchs	0,100 / 0,150 / 0,175	$\phi^* \approx 0,05 \text{ bis } 0,30$ bzw. $m_F \approx 12 \text{ bis } 75$
	beidseitig voller Bewuchs und beidseitig teilbewachsene Böschungen		
	- innere Bewuchsreihe entfernt: $b_{so} = 0,400 \text{ m}$		
	- inneren 2 Bewuchsreihen entfernt: $b_{so} = 0,400 / 0,933 / 1,200 \text{ m}$		
	- inneren 3 Bewuchsreihen entfernt: $b_{so} = 0,400 \text{ m}$		
	einseitig voller Bewuchs		

Tab. 4.2: Versuchsprogramm der hydraulisch-sedimentologischen Versuche mit beweglicher Sohle

4.3 Versuchsdurchführung

Die Versuche wurden für stationär gleichförmige Abfluß- und Transportverhältnisse durchgeführt, d.h. das Wasserspiegelgefälle mußte parallel zur Rinnenneigung eingestellt werden. In den hydraulisch-sedimentologischen Versuchen stellte sich das Sohlengefälle für diesen Zustand selbständig parallel dazu ein. Im einzelnen wurde wie folgt vorgegangen: Die Rinnenneigung wurde für einen vorgegebenen Abfluß und einen angestrebten Geschiebetransport gemäß einer Überschlagsrechnung eingestellt und der Wasserstand im Unterwasser mit einer Klappe nachgeführt bis gleichförmige Abflußverhältnisse vorlagen. Das hydraulisch-sedimentologische Gleichgewicht war erreicht, wenn auch die Transportkörper an der Sohle im Gleichgewicht mit den Strömungsverhältnissen standen. Für diesen Zustand wurde der Geschiebetransport und die weiteren versuchsbegleitenden Messungen (Wassertiefe, Energieliniengefälle und Sohlenaufnahmen) aufgezeichnet und in die Auswertung aufgenommen. Wenn der gemessene Transport vom angestrebten Wert zu stark abwich, wurde das Rinnengefälle angepaßt und das hydraulisch-sedimentologische Gleichgewicht erneut eingestellt.

Der Zeitraum bis zum Erreichen des hydraulisch-sedimentologischen Gleichgewichtszustandes war transportabhängig. Bei hohen Transportraten war der Gleichgewichtszustand z.T. schon nach 2 bis 4 Stunden erreicht, bei niedrigen Transportraten erst nach ca. 24 Stunden. Durch die hohe Dynamik des Geschiebetransports war es erforderlich, die versuchsbegleitenden Messungen transportabhängig über 8 bis 30 Stunden durchzuführen bzw. während dieser Zeit mehrfach zu wiederholen.

5 Versuchsergebnisse und -auswertung

5.1 Vorbemerkungen

Die hydraulischen und sedimentologischen Berechnungen sind bei eindimensionalen Berechnungsverfahren entkoppelt; d.h. die hydraulische Berechnung liefert die Eingangsgrößen für die Sedimenttransportberechnung, z.B. die Schubspannung an der alluvialen Gewässersohle. Zur Bestimmung des hydraulischen Radius der Sohle wurden die Teileinflußflächen nach EINSTEIN (1934) und HORTON (1933) berechnet. Variable Größen in den Widerstandsfunktionen, z.B. das Rauheitsmaß im logarithmischen Fließgesetz, wurden an den entsprechenden Versuchen kalibriert. Standen mehrere Berechnungsansätze für eine Zielgröße zur Verfügung (z.B. Abfluß im Bewuchsquerschnitt, Sedimenttransport etc.), wurden durch Vergleichsrechnungen sukzessive diejenigen Ansätze ermittelt, mit denen die Versuche am besten beschrieben werden konnten.

Die Auswertung der Versuche gliedert sich im wesentlichen in zwei Abschnitte:

Hydraulische Berechnungen (Versuche mit fester Sohle)

Auswahl, Kalibrierung und Erweiterung der hydraulischen Berechnungsverfahren:

- Auswahl einer Widerstandsfunktion für die raue Gerinnewandung und Kalibrierung des Rauheitsmaßes des logarithmischen Fließgesetzes (Versuche ohne Bewuchs)
- Auswahl eines Berechnungsansatzes für den Abfluß in den Bewuchsquerschnitten (Versuche von BERTRAM (1985))
- Erweiterung der Verfahren zur Berechnung des Trennflächenwiderstandes nach MERTENS und PASCHE (DVWK 220/1991), d.h. Quantifizierung von c_{Geo} , s. Gl. 3.11 bzw. 3.15.
- Darstellung der Ergebnisse mit den erweiterten Berechnungsverfahren

Sedimentologische Berechnungen (Versuche mit beweglicher Sohle)

Hydraulische Berechnung der Versuche mit beweglicher Sohle sowie Auswahl, Kalibrierung und Erweiterung der sedimentologischen Berechnungsverfahren:

- Anwendung der kalibrierten hydraulischen Berechnungsansätze auf die Versuche mit beweglicher Sohle
- Auswahl von Berechnungsverfahren zur Ermittlung des Bewuchseinflusses auf den Geschiebetransport

- Erweiterung der ausgewählten Transportansätze, d.h. Quantifizierung von σ_B
 - Ermittlung des Bewuchseinflusses auf den Geschiebetransport anhand der Versuche mit einem standardisierten, beidseitig symmetrischen Uferbewuchs
 - Übertragung der Ergebnisse auf einseitige und beliebige Bewuchsanordnungen im Querschnitt
 - Übertragung auf beliebige Anordnungen der Bewuchselemente im Grundriß (Versuche von EILERS (1990))
- Darstellung der Ergebnisse mit den erweiterten Berechnungsverfahren

Aufgrund der Entkopplung der Berechnungsansätze konnte auch der Einfluß des Uferbewuchses auf die Transportkörper separat untersucht werden. Der untergeordneten Bedeutung der Transportkörpergeometrie für die Transportansätze folgend, wurde der Einfluß des Uferbewuchses auf die Transportkörper nur qualitativ erläutert und dargestellt.

5.2 Hydraulische Berechnungen (Versuche mit fester Sohle)

5.2.1 Allgemeines

Zur Quantifizierung des Uferbewuchseinflusses auf den Geschiebetransport müssen die Strömungsverhältnisse im bewuchsfreien Querschnitt (Sohlenschubspannungen etc.) bekannt sein. Viele der Eingangsgrößen (z.B. der Abfluß in den Bewuchsquerschnitten Q_B , die Schubspannungen an der Sohle τ_0 und den Trennflächen τ_T etc.) konnten in den Versuchen jedoch nicht gemessen werden; sie wurden berechnet. Die verwendeten Berechnungsansätze wurden an entsprechenden Kalibrierversuchen verifiziert. Die Meßergebnisse der durchgeführten Versuche mit fester Sohle sind in Anlage 4 tabellarisch zusammengestellt.

5.2.2 Kalibrierung der Versuchsrinne

5.2.2.1 Rauheit der festen Wandungen (Versuche ohne Bewuchs)

Die Rauheiten der festen Wandungen (Sohle, Böschung) wurden mit den Versuchen mit fester Sohle ohne Bewuchs kalibriert. Die Berechnung der mittleren Fließgeschwindigkeit erfolgte mit dem logarithmischen Fließgesetz nach Gl. 2.6. Unterschiedliche Rauheiten wurden nach EINSTEIN (1934) und HORTON (1933) über das Einflußflächenverfahren erfaßt. Die Rauheiten wurden für die eigenen Versuche mit fester Sohle und für die von BERTRAM (1985) durchgeführten Versuche ermittelt. Die Versuche von BERTRAM wurden bereits an dieser Stelle hinzugezogen, da sie zur Auswahl eines Berechnungsansatzes für den Abfluß im Bewuchsquerschnitt verwendet wurden, s. Abschnitt 5.2.2.2.

Die gemessenen und berechneten Fließgeschwindigkeiten der Versuche sind in Abb. 5.1 gegenübergestellt. Die Abweichungen zwischen Messung und Rechnung lagen im Mittel unter 1 %. Die Rauheiten ergaben sich wie folgt:

- Versuche dieser Arbeit: Die Böschung bestand aus Betonfertigteilen, die Sohle war aus Beton auf einem Sandbett gefertigt. Die Rauheit der Sohle der beiden Versuchsserien ($b_{So} = 0,400$ m und $b_{So} = 0,933$ m) war bedingt durch verschiedene Einbauverfahren des Betons unterschiedlich; die Böschungsrauheit war in beiden Serien identisch. Die Rauheiten wurden in einer iterativen Berechnung wie folgt bestimmt:

Jeweils eine Rauheit wurde in Anlehnung an Literaturwerte festgelegt und die andere Rauheit aus den Versuchen berechnet, bis die bestmögliche Übereinstimmung aller Versuche erzielt wurde:

Sohlenbreite $b_{So} = 0,400$ m: $k_{So} = 0,15$ mm; $k_{Bö} = 0,30$ mm

$b_{So} = 0,933$ m: $k_{So} = 0,75$ mm; $k_{Bö} = 0,30$ mm

In der Literatur (z.B. BOLLRICH/PREIßLER, 1992) sind Rauheiten für neue Betonbauteile von $k_s = 0,03 \text{ mm}$ (neues Spannbetonrohr) bis $k_s = 1,5 \text{ mm}$ (neues Betonrohr) angegeben. Die in den Versuchen ermittelten Rauheiten lagen somit innerhalb der in der Literatur angegebenen Grenzen.

- Versuche von BERTRAM (1985): Die geometrischen Abmessungen der BERTRAM-Versuche entsprachen den eigenen Untersuchungen mit $b_{s0} = 0,400 \text{ m}$, vgl. Abb. 1.2. Die Sohle und die Böschungen waren mit einem Kunststoffgranulat beklebt; die äquivalente Sandrauheit ergab sich zu:

$$k_{s0} = k_{B0} = 1,45 \text{ mm}$$

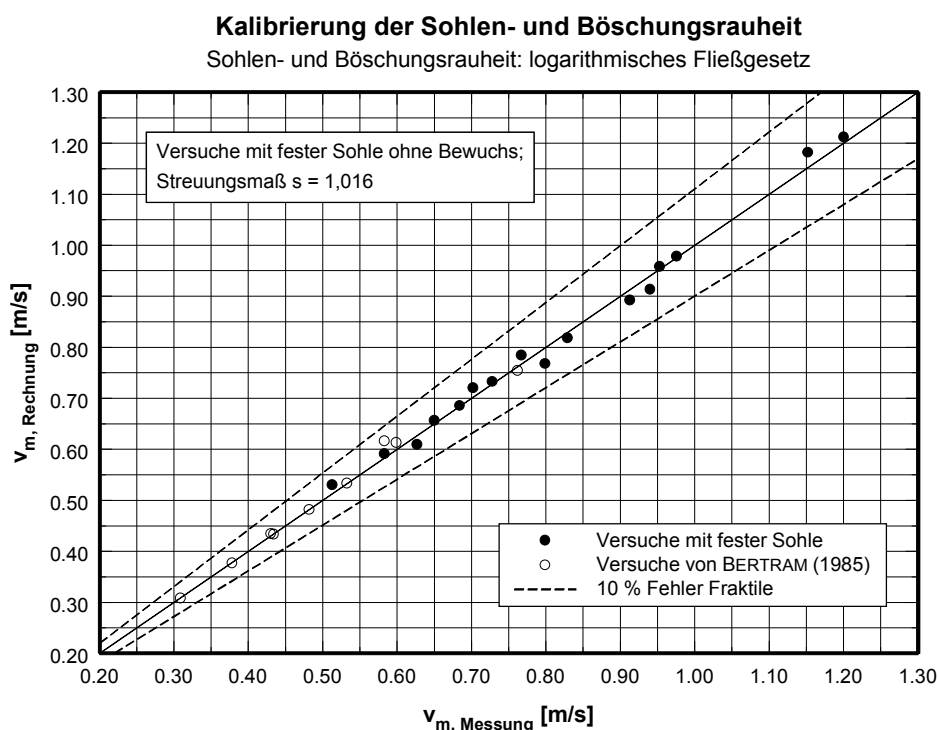


Abb. 5.1: Versuche mit fester Sohle ohne Bewuchs: Fließgeschwindigkeiten

Als Bewertungskriterium für die Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung ist das Streuungsmaß s nach ZANKE (1987) in Abb. 5.1 angegeben. Das Streuungsmaß s , das ursprünglich für die Beurteilung von Transportberechnungen entwickelt wurde, berechnet sich wie folgt:

$$s = \left(\prod \frac{V_{m, \text{Rechnung}, i}}{V_{m, \text{Messung}, i}} \right)^{1/n}; \quad i = 1 \text{ bis } n \quad (5.1)$$

Ist der Quotient aus Rechnung zu Messung kleiner als eins, wird der Kehrwert verwendet. Das Streuungsmaß $s = 1,0$ bedeutet eine exakte Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung;

bei einem Streuungsmaß von $s = 2$ liegen die gerechneten Werte im Mittel 100 % über oder 50 % unter den Meßwerten. Diese Abweichungen werden mit dem Streuungsmaß nach ZANKE gleich bewertet.

5.2.2.2 Abflußberechnung im Bewuchsquerschnitt (Versuche mit Bewuchs)

Der Abfluß im Bewuchsquerschnitt konnte in den Versuchen nicht gemessen werden. Er wurde mit den in Abschnitt 2.2.4 erläuterten Verfahren wie folgt berechnet:

– **Verfahren nach LINDNER (1982)¹:**

- Die Böschungsrauheit wird mit dem logarithmischen Fließgesetz gemäß Gl. 2.6 berücksichtigt und nach EINSTEIN/BANKS (1950) mit dem Widerstand aus dem Pflanzenbestand überlagert.
- Der zusätzliche Abfluß im Strömungsbereich II infolge der Scheinschubspannungen in der Trennfläche wird nach BERTRAM (1985) gemäß Gl. 2.24 berücksichtigt.
- Die Widerstandszahl für das Pflanzenkollektiv c_{WR} wird nach LINDNER (1982) gemäß Gl. 2.15 bis 2.19 berechnet.

– **Verfahren nach PASCHE (1984)²:**

- Die Böschungsrauheit wird mit dem logarithmischen Fließgesetz gemäß Gl. 2.6 berücksichtigt und nach EINSTEIN/BANKS (1950) mit dem Widerstand aus dem Pflanzenbestand überlagert.
- Der zusätzliche Abfluß im Strömungsbereich II infolge der Scheinschubspannungen in der Trennfläche wird nach PASCHE (1984) gemäß Gl. 2.26 berücksichtigt.

¹ LINDNER (1982) entwickelte einen Berechnungsansatz, der das Widerstandsverhalten für durchströmten Bewuchs auf einer horizontalen Sohle beschreibt, s. Gl. 2.13 sowie Abschnitt 2.2.4.2, und gibt ein Gleichungssystem zur Berechnung der Widerstandszahl c_{WR} an, s. Gl. 2.15 bis 2.19. MERTENS (in DVWK 220/1991) übertrug die Berechnung des Pflanzenwiderstandes λ_p auf geböschte Flächen, s. Gl. 2.14. Die Berechnung des Widerstandsbeiwertes λ_p gemäß Gl. 2.14 mit der Berechnung der Widerstandszahl c_{WR} nach LINDNER (1982) wird im folgenden mit “Abflußberechnung im Bewuchsquerschnitt nach LINDNER” bezeichnet.

² Analog zur Abflußberechnung im Bewuchsquerschnitt nach LINDNER wird auch für die Abflußberechnung nach PASCHE Gl. 2.14 verwendet und nur die Bestimmung der relativen Anströmgeschwindigkeit (Gl. 2.20) bei der Berechnung der Widerstandszahl c_{WR} von PASCHE (1984) übernommen. Die Berechnung entspricht somit der Vorgehensweise, wie sie in DVWK 220/1991 nach PASCHE dargestellt ist. Diese Berechnung wird im folgenden mit “Abflußberechnung im Bewuchsquerschnitt nach PASCHE” bezeichnet.

- Die Widerstandszahl für das Pflanzenkollektiv c_{WR} wird nach PASCHE (1984) gemäß Gl. 2.15 bis 2.18 und Gl. 2.20 berechnet.
- **Vereinfachtes Verfahren nach DVWK 220/1991³:**
- Die Böschungsrauheit wird nicht berücksichtigt.
 - Der zusätzliche Abfluß infolge der Scheinschubspannungen in der Trennfläche wird ebenfalls nicht berücksichtigt.
 - Die Widerstandszahl für das Pflanzenkollektiv wird konstant mit $c_{WR} = 1,5$ angenommen (Empfehlung für vereinfachte ingenieurpraktische Anwendungen).

Ein Vergleich der drei Berechnungsansätze und die Festlegung des günstigsten Ansatzes für die Versuchsbedingungen erfolgte anhand der Versuche von BERTRAM (1985). BERTRAM ermittelte den Abfluß in den Bewuchsquerschnitten anhand detaillierter Geschwindigkeitsmessungen im bewachsenen und im freien Fließquerschnitt. Der so ermittelte Abfluß im Bewuchsquerschnitt ist in Abb. 5.2 mit $Q_{B, \text{Messung}}$ bezeichnet.

Für den Vergleich der Abflüsse im Bewuchsquerschnitt in Abb. 5.2 wurden nur die Versuche von BERTRAM (1985) herangezogen, die mit der Bewuchsanordnung dieser Arbeit übereinstimmten ($a_x = 5,0 \text{ cm}$, $a_z = 5,0 \text{ cm}$, $d_p = 1,0 \text{ cm}$).

Die Berechnungsansätze von LINDNER und PASCHE erfaßten den Abfluß im Bewuchsquerschnitt recht genau. Nach LINDNER wurde der Abfluß im Mittel um 2 % zu hoch ($s = 1,046$) und nach PASCHE um 3 % zu niedrig ($s = 1,058$) berechnet. Die Berechnung mit dem vereinfachten Verfahren nach DVWK 220/1991 (konstante Widerstandszahl c_{WR} , Vernachlässigung der Schubspannungen in der Trennfläche und der Sohlenrauheit) ergab im Mittel einen um 33 % ($s = 1,325$) zu niedrigen Abfluß im Bewuchsquerschnitt. Die Ursache lag im wesentlichen in der Vernachlässigung der beschleunigend wirkenden Schubspannungen in der Trennfläche begründet. Da die Bewuchszonen bei der Böschungsneigung von 1:1 relativ klein waren, wurde noch ein Großteil der Bewuchszone von der Trennfläche beeinflusst.

³ MERTENS (in DVWK 220/1991) vereinfachte für ingenieurpraktische Anwendungen die Berechnung der Widerstandszahl c_{WR} und setzte sie konstant, s. Gl. 2.22. Für relativ glatte Böschungen ist der Einfluß der Böschungssohle vernachlässigbar gering, so daß auf eine Überlagerung der Widerstände aus der Sohle und aus den Pflanzenbeständen verzichtet werden kann. Da hier eine relativ glatte Betonböschung vorlag, wurde der Sohleneinfluß nicht berücksichtigt. Diese Berechnung wird im folgenden mit “Abflußberechnung im Bewuchsquerschnitt nach DVWK 220/1991” bezeichnet.

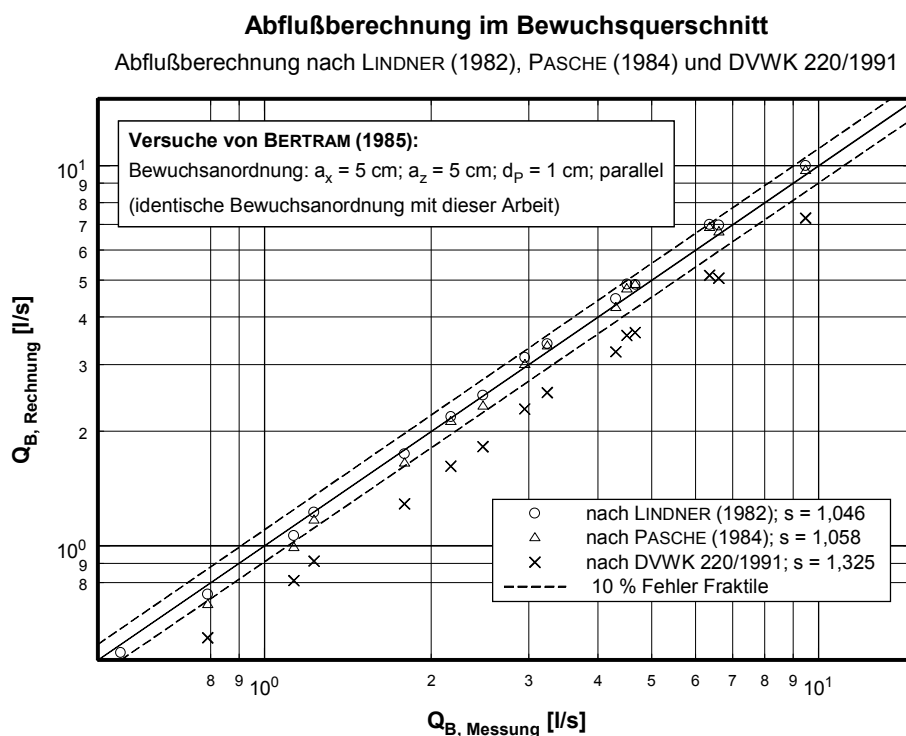


Abb. 5.2: Abflußberechnung im Bewuchsquerschnitt (Versuche von BERTRAM (1985))

In den experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit wurde der Abfluß im unbewachsenen Mittelquerschnitt nicht separat gemessen. Es wurde nur der Gesamtabfluß erfaßt. Der Abfluß im Mittelquerschnitt ergab sich mit hinreichender Genauigkeit aus der Differenz zwischen dem gemessenen Gesamtabfluß und dem berechneten Abfluß in den Bewuchszonen. Anhand der gemessenen Abflüsse in den Bewuchsquerschnitt von BERTRAM (1985) wurde die Genauigkeit des daraus berechneten Abflusses im Mittelquerschnitt in Tab. 5.1 abgeschätzt.

Ansatz zur Abflußberechnung im Bewuchsquerschnitt	Erwartete Abweichung des Abflusses im Mittelquerschnitt (Versuche von BERTRAM, 1985)	
	mittlere Abweichung aller Versuche [%]	maximale Abweichung eines Einzelversuchs [%]
LINDNER (1982)	0,5	2,0
PASCHE (1984)	0,0	1,6
DVWK 220/1991	3,2	4,8

Tab. 5.1: Erwartete Abweichung des Abflusses im Mittelquerschnitt aufgrund der Abflußberechnung im Bewuchsquerschnitt der Versuche von BERTRAM (1985)

Die Abflußberechnung im Bewuchsquerschnitt der Versuche dieser Arbeit war im Verhältnis zu den Ergebnissen von BERTRAM (1985) von vergleichbarer Genauigkeit, da die Bewuchsanordnung in beiden Untersuchungen identisch war. Für die Versuche mit größerer Sohlenbreite bzw. mit Teilbewuchs auf der Böschung war der Anteil des Abflusses in den Bewuchsquerschnitten geringer als bei den BERTRAM-Versuchen, so daß der Einfluß auf den Abfluß im freien Mittelquerschnitt weiter zurückging.

5.2.3 Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt (Versuche mit Bewuchs)

Die Versuche mit fester Sohle wurden für zwei Sohlenbreiten ($b_{so} = 0,400 / 0,933$ m) durchgeführt. Der standardisierte, beidseitig symmetrische Bewuchs ($a_x = a_z = 5,0$ cm; $d_p = 1,0$ cm) wurde in systematischen Versuchsreihen beginnend am Böschungsfuß Reihe für Reihe entfernt, bis abschließend kein Bewuchs mehr im Fließquerschnitt stand. Ergänzend wurden Messungen mit einseitiger Uferbestockung durchgeführt.

Die Fließgeschwindigkeit im unbewachsenen Mittelquerschnitt wurde zum Vergleich mit folgenden Ansätzen berechnet:

- Trennflächenwiderstand nach MERTENS (s. Abschnitt 2.2.4)
Abfluß im Bewuchsquerschnitt nach LINDNER (s. Abschnitt 2.2.4.2 und 5.2.2.2)
Sohlenrauheit und Böschungsrauheit mit dem logarithmischen Fließgesetz, Gl. 2.6
- Trennflächenwiderstand nach PASCHE (s. Abschnitt 2.2.4)
Abfluß im Bewuchsquerschnitt nach PASCHE, (s. Abschnitt 2.2.4.2 und 5.2.2.2)
Sohlenrauheit und Böschungsrauheit mit dem logarithmischen Fließgesetz, Gl. 2.6

Die Ergebnisse der Geschwindigkeitsberechnungen sind in den Abb. 5.3 und 5.4 dargestellt. Da sowohl die Rauheiten der festen Sohle sowie der Betonböschung vorab kalibriert wurden (s. Abschnitt 5.2.2.1 und 5.2.2.2) und auch der Einfluß des Abflusses in den Bewuchsquerschnitten relativ gering war, konnten die Abweichungen zwischen gemessener und berechneter Fließgeschwindigkeit auf den Fließwiderstand der Trennflächen zurückgeführt werden.

Mit beiden Trennflächenverfahren war die berechnete Fließgeschwindigkeit für teilbewachsene Böschungen z.T. deutlich höher als die gemessene Fließgeschwindigkeit. Während nach dem Ansatz von MERTENS die Abweichungen bis zu 19 % betrugen, lagen die Berechnungsergebnisse nach PASCHE bis zu 14 % zu hoch. Die Streuungsmaße s nach ZANKE (1987) waren nach beiden Berechnungsansätzen nahezu identisch (nach MERTENS: $s = 1,062$ und nach PASCHE: $s = 1,056$). Für die Versuche mit der Sohlenbreite $b_{so} = 0,933$ m waren die Abweichungen zwischen berechneter und gemessener Fließgeschwindigkeit aufgrund des abnehmenden Einflusses des Trennflächenwiderstandes gegenüber dem Sohlenwiderstand geringer.

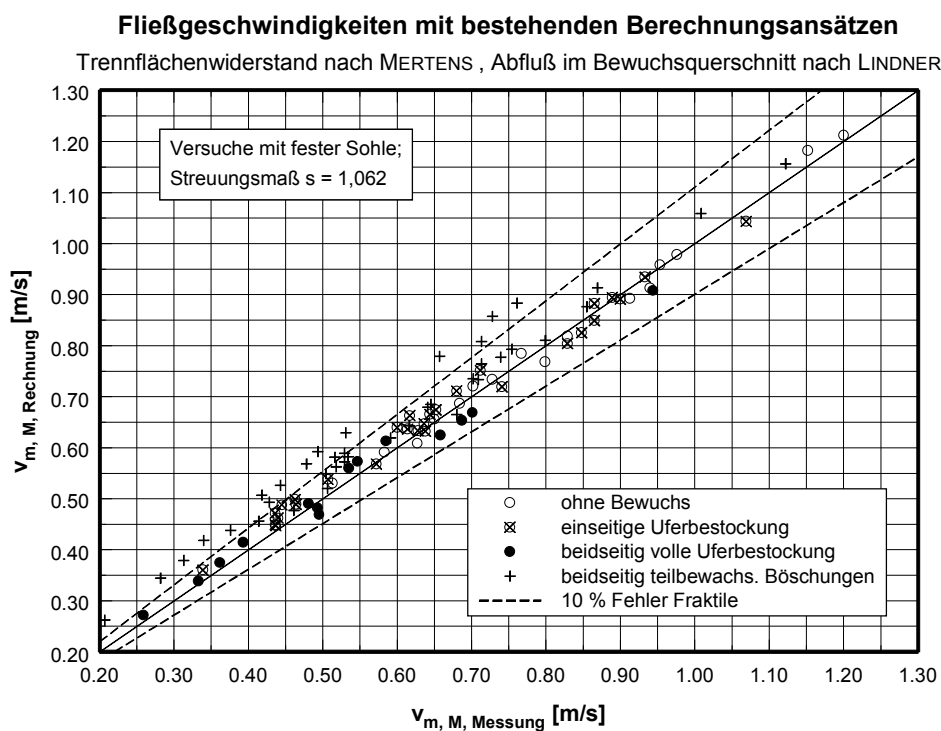


Abb. 5.3: Versuche mit fester Sohle: Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt (a)

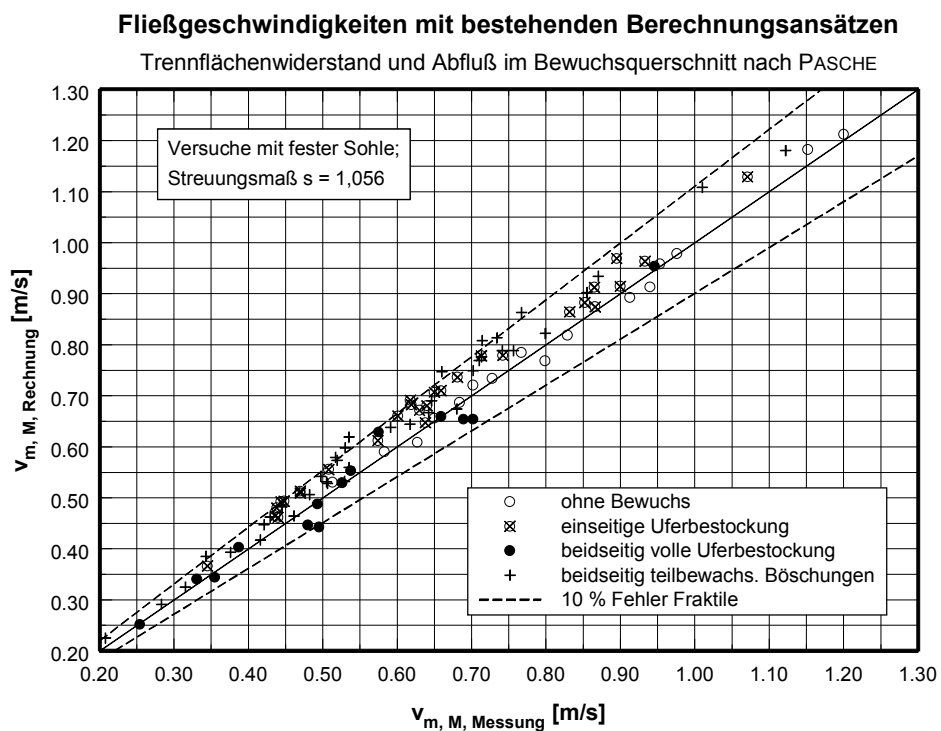


Abb. 5.4: Versuche mit fester Sohle: Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt (b)

Schlußfolgerung

Der Trennflächenwiderstand wurde in den Versuchen mit teilbewachsener Böschung zu niedrig berechnet. Die berechneten Fließgeschwindigkeiten waren größer als die gemessenen Werte. Dies führte für einen gegebenen Abfluß zur Unterbemessung des Querschnitts bzw. zu höheren Wasserständen als berechnet. Ingenieurmäßig betrachtet lagen die Berechnungen auf der unsicheren Seite. Für breitere Gerinne wurde der Trennflächenwiderstand geringfügig überschätzt. Die Trennflächenverfahren von MERTENS und PASCHE wurden für die neuen Randbedingungen erweitert.

5.2.4 Erweiterung der Verfahren zur Berechnung der Trennflächenrauheit

5.2.4.1 Trennflächenverfahren nach MERTENS

In der Dimensionsanalyse zur Hydraulik im Abschnitt 3.2.2 wurde eine Abhängigkeit der interaktionsbedingten Trennflächenrauheit $k_{T,I}$ von den Größen b_T/h_T und h_T/h nachgewiesen. Dieser Einfluß der Gerinnegeometrie wird mit dem neu eingeführten Beiwert c_{Geo} erfaßt, s. Gl. 3.11 und 3.15.

Die geometrischen Abhängigkeiten der ermittelten Π -Parameter führten in den Versuchen dazu, daß sich mit der Wassertiefe h auch die Trennflächenhöhe h_T und somit beide Π -Parameter änderten. Um dennoch für eine konstante relative Trennflächenhöhe h_T/h die relative Trennflächenbreite b_T/h_T zu variieren, wurde ein Raster von Versuchen durchgeführt, bei dem sich beide Π -Parameter veränderten. Aus den Versuchen wurden die erforderlichen Verhältnisse der Π -Parameter über Ausgleichsfunktionen interpoliert, s.a. Abschnitt 4.2.1. Das Versuchsraster bestand aus drei standardisierten Abflüssen und vier Energieliniengefällen bei unterschiedlichen Bewuchsanordnungen (sukzessives Entfernen der Bewuchsreihen). Für die relative Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{hy} = 1,0$ wurden direkt die gemessenen Versuchsergebnisse verwendet.

Aus den Versuchen wurde mit einer inversen Berechnung der dimensionsanalytisch hergeleitete hydraulische Beiwert c_{Geo} bestimmt:

- Berechnung des Abflusses in den Bewuchsquerschnitten aus den Meßgrößen
- Berechnung der Teilflächen, die von der Sohle und ggf. von der Böschung beeinflusst wurden
- Berechnung der Einflußfläche für den Trennflächenwiderstand aus der Differenz der Gesamtquerschnittsfläche und den Teilflächen des Sohlen- und Böschungswiderstandes
- Auflösen des Gleichungssystems für die Trennflächenrauheit nach c_{Geo} und Berechnung des Geometriebeiwertes

Beidseitig symmetrische Uferbestockung

Der Geometriebeiwert c_{Geo} wurde für symmetrische Bewuchsanordnungen gemäß Gl. 3.11 in Kurvenscharen für abschnittsweise konstante $(h_T/h)_{\text{hy}}$ aufgetragen, s. Abb. 5.5. Für ein konstantes Verhältnis $(h_T/h)_{\text{hy}}$ ließ sich c_{Geo} über einen einfachen Potenzansatz beschreiben:

$$c_{\text{Geo}} = a (b_T/h_T)_{\text{hy}}^b \quad (5.2)$$

Die Streuungen waren für große relative Trennflächenhöhen $(h_T/h)_{\text{hy}}$ gering, für kleine $(h_T/h)_{\text{hy}}$ wurden sie deutlich größer. Durch die inverse Berechnung des Beiwertes c_{Geo} wurden mit ihm alle Einflüsse erfaßt, die zu Abweichungen zwischen den Meßergebnissen und dem Trennflächenverfahren führten, wie es in DVWK 220/1991 aufgeführt ist. Da der benetzte Umfang der Trennfläche und somit auch die Fläche, an der die Scheinschubspannungen auftraten, für abnehmende Verhältnisse $(h_T/h)_{\text{hy}}$ immer kleiner wurde, führte dies zu relativ großen Streuungen der ermittelten Geometriebeiwerte c_{Geo} . Umgekehrt führen aus dem gleichen Grund die relativ großen Streuungen bei kleinen relativen Trennflächenhöhen auch nur zu relativ geringen Abweichungen bei der Berechnung der mittleren Fließgeschwindigkeit im unbewachsenen Mittelquerschnitt.

Die Koeffizienten a und b der gewählten Potenzfunktion, die die Abhängigkeit von der relativen Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{\text{hy}}$ berücksichtigen, wiesen einen komplizierten Verlauf auf, s. Abb. 5.6. Die Regressionsfunktionen der Koeffizienten wurden nach folgenden Kriterien ermittelt:

- Für eine volle Uferbestockung $((h_T/h)_{\text{hy}} = 1,0)$ lagen verhältnismäßig viele Versuche vor. Diese Stützstelle war entsprechend gut abgesichert und sollte von der Regressionsfunktion genau beschrieben werden.
- Für relative Trennflächenhöhen $(h_T/h)_{\text{hy}} \lesssim 0,15$ waren die Funktionen aufgrund des geringen Trennflächeneinflusses nicht mehr durch Versuche abgesichert. Die Regressionsfunktionen wurden so bestimmt, daß keine Definitionslücke für diesen Extrapolationsbereich entstand.

Die Koeffizienten a und b konnten mit folgenden Regressionsfunktionen berechnet werden:

$$a = (0,0074 + 0,85 (h_T/h)_{\text{hy}}^3)^{-1} \quad (5.3)$$

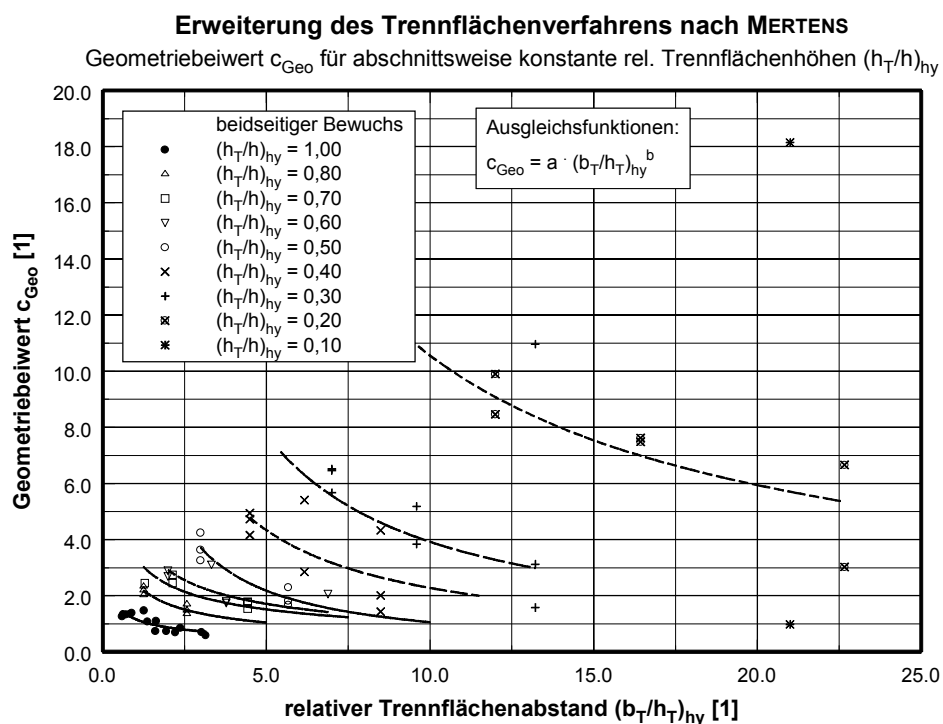
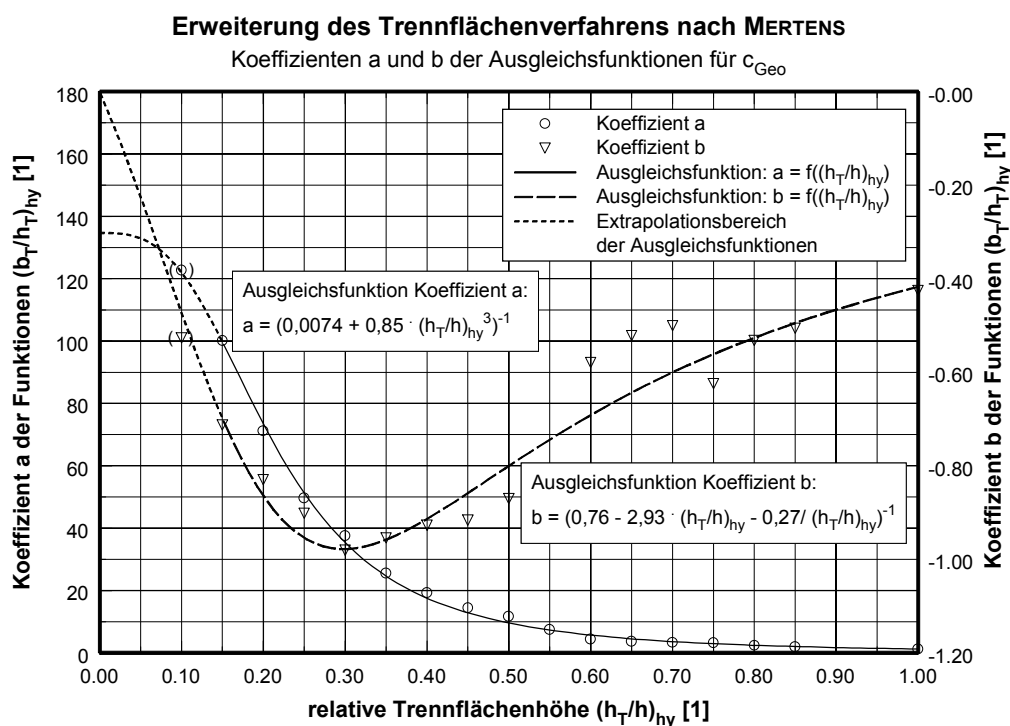
$$b = (0,76 - 2,93 (h_T/h)_{\text{hy}} - 0,27 / (h_T/h)_{\text{hy}})^{-1} \quad (5.4)$$

Die Anwendungsgrenzen der Gl. 5.2 bis 5.4 ergaben sich aus den durchgeführten Versuchen etwa wie folgt:

$$5,2 - 4,0 (h_T/h)_{\text{hy}} \lesssim b_T/h \lesssim 13,2 - 6,2 (h_T/h)_{\text{hy}} \quad (5.5)$$

bzw.

$$5,2 - 2n - (4,0 - 2n) (h_T/h)_{\text{hy}} \lesssim b_{\text{So}}/h \lesssim 13,2 - 2n - (6,2 - 2n) (h_T/h)_{\text{hy}} \quad (5.6)$$

Abb. 5.5: Trennflächenverfahren nach MERTENS: Kurvenscharen für konstante $(h_T/h)_{hy}$ Abb. 5.6: Trennflächenverfahren nach MERTENS: Koeffizienten a und $b = f((h_T/h)_{hy})$

Die untere Grenze wurde durch sehr kompakte Querschnitte in den Versuchen erfaßt. Für eine volle Uferbestockung (relative Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{hy} = 1,0$) sind die Ergebnisse durch Versuche mit $b_T/h = b_{so}/h \approx 1,2$ belegt. Für kleine Bewuchszonen, z.B. $(h_T/h)_{hy} = 0,2$, reichten die Versuche bis zu einem Verhältnis von $b_T/h \approx 4,4$ bzw. $b_{so}/h \approx 2,8$. Das sind recht enge Fließgewässer, die in der Natur nur selten auftreten.

Die obere durch Versuche belegte Anwendungsgrenze liegt bei $b_T/h = b_{so}/h \approx 7$ (für $(h_T/h)_{hy} = 1,0$) und bei $b_T/h \approx 12$ bzw. $b_{so}/h \approx 10,5$ (für $(h_T/h)_{hy} = 0,2$). Da der Einfluß des Uferbewuchses mit zunehmender Breite abnimmt und da auch die ermittelten Geometriebeiwerte c_{Geo} diesen Verlauf widerspiegeln, kann davon ausgegangen werden, daß Gl. 5.2 bis 5.4 auch für breite Gerinne gültig sind. Für ingenieurpraktische Anwendungen sind somit kaum Einschränkungen der Gl. 5.2 bis 5.4 zu erwarten.

Einseitige und beliebige Uferbestockung

Für einseitige Bewuchsanordnungen ist grundsätzlich davon auszugehen, daß der Einfluß des Bewuchses auf den Trennflächenwiderstand ähnlich ist wie bei beidseitig symmetrischer Bewuchsanordnung, mit der Ausnahme, daß keine gegenseitige Beeinflussung mehr vorliegen kann. Aus diesem Grund wurde bereits die Dimensionsanalyse auf beidseitig symmetrischen Bewuchs eingegrenzt. Die durchzuführenden Versuche zur Übertragung des Geometriebeiwertes c_{Geo} auf beliebige Bewuchsanordnungen beschränkten sich auf Versuche mit voller einseitiger Uferbestockung und einigen wenigen ergänzenden Versuchen mit teilbewachsener Böschung. In Anbetracht der zu erwartenden Streuungen bei abnehmendem Einfluß der Trennfläche, wäre eine detaillierte Vorgehensweise, wie sie für symmetrische Verhältnisse durchgeführt wurde, nicht erfolgversprechend.

Um die für symmetrische Bewuchsanordnungen gewonnenen Abhängigkeiten auf beliebige Bewuchsanordnungen zu übertragen, wurde eine Transformationsfunktion f_T ermittelt. Der Geometriebeiwert c_{Geo} zeigte für einseitigen Bewuchs erwartungsgemäß einen ähnlichen Verlauf wie für symmetrischen Bewuchs, jedoch abhängig vom relativen Trennflächenabstand $(b_T/h_T)_{hy}$. Aus diesem Grund wurde Gl. 5.2 um die Transformationsfunktion f_T erweitert:

$$c_{Geo} = f_T \cdot a \cdot (b_T/h_T)_{hy}^b \quad (5.7)$$

Die Transformationsfunktion f_T setzt sich wie folgt zusammen:

- für die Trennflächen mit dem größeren Fließwiderstand $(\lambda_T h_T)_{gr}$:

$$f_{T, gr} = 1 + f_{eB} \cdot \left(1 - \frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} \right) \quad (5.8)$$

- für die Trennflächen mit dem kleinerem Fließwiderstand $(\lambda_T h_T)_{kl}$:

$$f_{T, kl} = 1 - f_{eB} \cdot \left(1 - \frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} \right) \quad \text{mit } f_{T, kl} \geq 0 \quad (5.9)$$

mit: f_{eB} Übertragungsfunktion von beidseitig symmetrischer Bewuchsanordnung auf einseitigen Bewuchs (s. Gl. 5.10),

$\left(1 - \frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} \right)$ Term, der einen linearen Übertrag zwischen den beiden Grenzfällen beidseitiger symmetrischer Bewuchs $((\lambda_T h_T)_{kl} / (\lambda_T h_T)_{gr} = 1, 0)$ und einseitiger Bewuchs $((\lambda_T h_T)_{kl} / (\lambda_T h_T)_{gr} = 0)$ bewirkt.

Die Übertragungsfunktion f_{eB} wurde anhand der Versuche mit einseitiger Bewuchsanordnung ermittelt. Mit einer Exponentialfunktion konnte die Abhängigkeit der Übertragungsfunktion vom relativen Trennflächenabstand $(b_T/h_T)_{hy}$ beschrieben werden, s. Abb. 5.7:

$$f_{eB} = 1,5 \cdot e^{-0,20 \cdot (b_T/h_T)_{hy}} \quad (5.10)$$

Die Übertragungsfunktion f_{eB} in Gl. 5.10 läuft für große Gewässerbreiten asymptotisch gegen Null, s. Abb. 5.7. Die Streuung der Übertragungsfunktion wurde für steigende relative Trennflächenabstände größer, weil wiederum der Einfluß der Trennfläche im Vergleich zu den anderen Einflußflächen (Böschung, Sohle) immer kleiner wurde. Eine Sensibilitätsanalyse der gemessenen Größen Wassertiefe und Energieliniengefälle zeigte, daß bei relativen Trennflächenabständen $(b_T/h_T)_{hy} \geq 10$ bis 12 bereits kleinste Änderungen, die im Bereich der Meßgenauigkeit lagen, deutlich veränderte Werte für die Übertragungsfunktion lieferten. Für kleine relative Trennflächenabstände sind die Werte dagegen aufgrund des deutlich größeren Einflusses des Trennflächenwiderstandes recht stabil.

Der Term zur Übertragung auf beliebige Bewuchsanordnungen wurde nicht mehr durch Versuche quantifiziert. Es wurde, wie in Gl. 5.8 und 5.9 angegeben, ein linearer Übergang vom beidseitig symmetrischen zum einseitigen Bewuchs angenommen. Da mit den Gl. 5.3, 5.4 und 5.7 bis 5.10 der Geometriebeiwert c_{Geo} für die beiden Grenzfälle beidseitig symmetrischer Bewuchs und einseitiger Bewuchs durch Versuche abgesichert ist, werden sich die Abweichungen der mittleren Fließgeschwindigkeit im unbewachsenen Querschnitt für andere Bewuchskonstellationen in vergleichbarer Größenordnung einstellen.

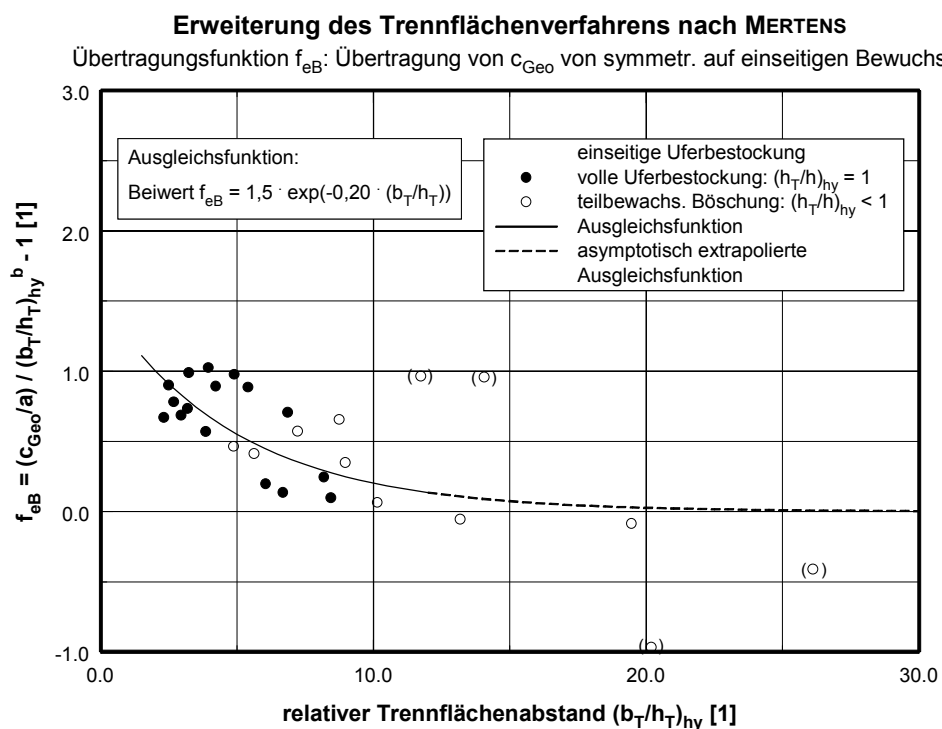


Abb. 5.7: Trennflächenverfahren nach MERTENS: Übertragungsfunktion f_{eB}

Anwendung des erweiterten Trennflächenverfahrens nach MERTENS

Abschließend wurde mit dem erweiterten Trennflächenverfahren nach MERTENS die Fließgeschwindigkeit im unverbauten Mittelquerschnitt für die Versuche mit fester Sohle überprüft, s. Abb. 5.8. Die Abweichungen zwischen gemessener und berechneter Fließgeschwindigkeit konnten deutlich verringert werden. Es lagen keine systematischen Abweichungen mehr vor, wie dieses noch ohne die Berücksichtigung des Geometriebeiwertes insbesondere für teilbestockte Böschungen der Fall war, vgl. Abb. 5.3.

Einzelne berechnete Fließgeschwindigkeiten wichen zwar noch bis zu 12 % von den gemessenen Fließgeschwindigkeiten ab, die Streuung s nach ZANKE konnte aber signifikant von $s = 1,062$ mit dem bestehenden Trennflächenansatz nach MERTENS auf $s = 1,025$ mit dem erweiterten Ansatz reduziert werden.

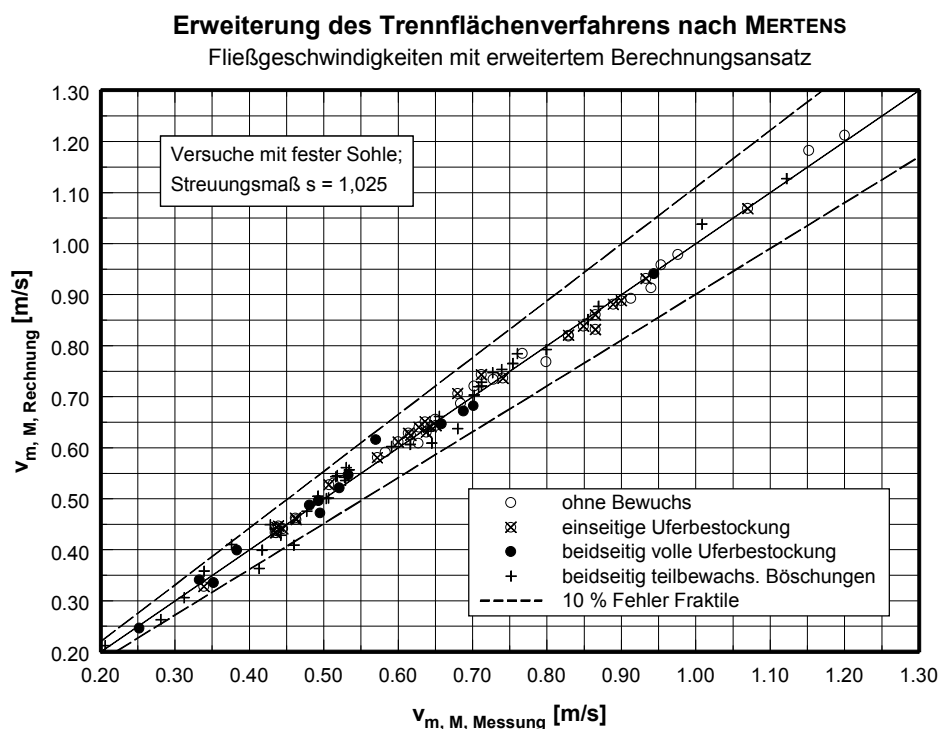


Abb. 5.8: Erweitertes Trennflächenverfahren nach MERTENS: Fließgeschwindigkeit im unbewachsenen Mittelquerschnitt

Zusammenfassung

Die Veränderung des Trennflächenwiderstands, die sich bei gleichbleibenden Bewuchsgrößen in der Veränderung des Geometriebeiwertes c_{Geo} widerspiegelt (s. Abb. 5.5), kann wie folgt zusammengefaßt werden, s.a. Tab. 5.2 oder Gl. 5.3, 5.4 und 5.7 bis 5.10:

- Mit zunehmendem relativen Trennflächenabstand $(b_T/h_T)_{\text{hy}}$ nahm der Geometriebeiwert c_{Geo} für eine beidseitig symmetrische Bewuchsanordnung ab. Insbesondere bei engen Gerinnen erhöhten die bewuchsinduzierten Makroturbulenzen den Trennflächenwiderstand.
- Mit abnehmender relativer Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{\text{hy}}$ nahm der Geometriebeiwert und somit auch der Trennflächenwiderstand zu. Die Ursache lag darin begründet, daß die Makroturbulenzen sich nicht nur zur Seite wie bei voller Uferbestockung ausbreiten konnten, sondern auch Richtung Gewässersohle. Dies ist sehr deutlich an der Geschwindigkeitsverteilung im Querschnitt zu erkennen, s. Abschnitt 5.2.5 und Abb. 5.14, 5.16 und 5.17.
- Für einseitigen Bewuchs war der Geometriebeiwert c_{Geo} höher als für beidseitige Bewuchsanordnungen. Die Makroturbulenzen konnten sich weiter ausbreiten, da die gegenüberliegende Uferseite ohne Bewuchs verhältnismäßig glatt war. Dies erhöhte den Trennflächen-

widerstand. Mit zunehmender Gewässerbreite nahm dieser Effekt ab, d.h. die Transformationsfunktion f_T zur Übertragung von symmetrische auf beliebige Bewuchsanordnungen strebte mit zunehmender Breite gegen eins.

Die mitwirkende Breite $b_{m, II}$ übte einen maßgebenden Einfluß auf die Trennflächenrauheit k_T aus. Bei konstanter Anordnung der Bewuchselemente, wie sie in dieser Untersuchung vorlag, ist die mitwirkende Breite nach dem Trennflächenverfahren von MERTENS für Trapezgerinne nur noch von der Breite des durchströmten Böschungsquerschnitts abhängig, s. Gl. 2.30. Diese einfache Betrachtungsweise unterschätzt, wie oben beschrieben, für teilbewachsene Böschungen den Trennflächenwiderstand erheblich. Für eine volle Uferbestockung dagegen, also für Randbedingungen, für die das Verfahren entwickelt wurde, konnte der Trennflächenwiderstand recht genau mit dem Verfahren von MERTENS berechnet werden, s. Abb. 5.3 und 5.5.

Eine ähnliche Abhängigkeit des Trennflächenwiderstandes von der relativen Trennflächenhöhe stellte auch SCHUMACHER (1995) fest, s. Abb. 5.9. Er überprüfte die Anwendbarkeit u.a. des Trennflächenverfahrens von MERTENS anhand großmaßstäblicher Modellversuche (Versuchsrinne: Breite 10 m, Länge 56 m) am wasserbaulichen Versuchslabor HYDRAULIC RESEARCH LTD (HR) in Wallingford, England.

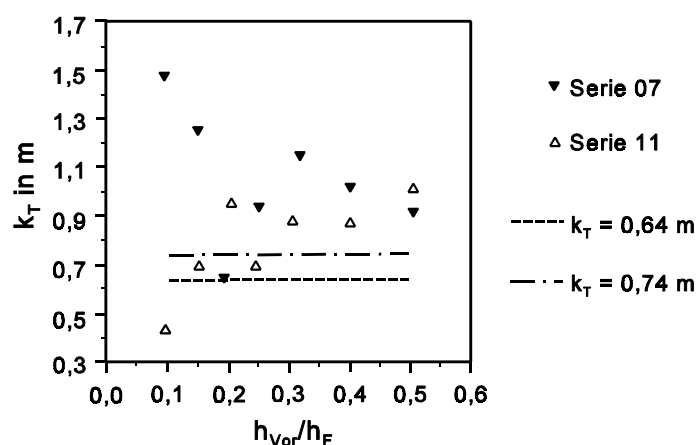


Abb. 5.9: Abhängigkeit der Trennflächenrauheit von der relativen Vorlandtiefe, nach SCHUMACHER (1995)

Für die dortigen Versuche am Doppeltrapezquerschnitt wurde die Trennflächenrauheit abhängig vom Wassertiefenverhältnis zwischen Vorland und Fluß h_{Vor}/h_F z.T. deutlich unterschätzt. In den in Abb. 5.9 dargestellten Versuchserien war jeweils die Anordnung der Bewuchselemente ($a_x = 0,537$ m, $a_z = 0,550$ m, $d_p = 0,025$ m) und das Verhältnis zwischen Vorland und Flußbreite identisch ($b_{Vor}/b_{So, F} = 3,0$). Verändert wurde nur die Böschungsneigung des Hauptgerinnes (Serie

07: 1:n = 1:1; Serie 11: 1:n = 1:2). Auch wenn die geometrischen Verhältnisse deutlich von den Untersuchungen in dieser Arbeit abweichen, zeigte sich, daß der Trennflächenwiderstand entgegen dem Ansatz vom MERTENS auch von der relativen Trennflächenhöhe abhängt.

5.2.4.2 Trennflächenverfahren nach PASCHE

Beidseitig symmetrische Uferbestockung

Bei der Erweiterung des Trennflächenverfahrens von PASCHE wurde wie bei der Erweiterung des Trennflächenverfahren von MERTENS vorgegangen. Mit einer inversen Berechnung wurde der dimensionsanalytisch hergeleitete Geometriebeiwert c_{Geo} ermittelt und für abschnittsweise konstante relative Trennflächenhöhen $(h_T/h)_{\text{hy}}$ aufgetragen, s. Abb. 5.10.

Die Kurvenverläufe für konstante $(h_T/h)_{\text{hy}}$ wiesen keinen so eindeutigen Verlauf wie beim Verfahren von MERTENS auf; sie folgten aber ebenfalls einer Potenzfunktion:

$$c_{\text{Geo}} = a (b_T/h_T)_{\text{hy}}^b \quad (5.11)$$

Die Abhängigkeit der Funktionen mit konstanten relativen Trennflächenhöhen $(h_T/h)_{\text{hy}}$ vom relativen Trennflächenabstand $(b_T/h_T)_{\text{hy}}$ war gering. Für variierende relative Trennflächenhöhen $(h_T/h)_{\text{hy}}$ änderte sich der Geometriebeiwert c_{Geo} dagegen recht deutlich. Die Koeffizienten a und b der Gl. 5.11, die die Abhängigkeit von der relativen Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{\text{hy}}$ beschreiben, sind in Abb. 5.11 dargestellt. Beide Koeffizienten a und b konnten mit einfachen Regressionsfunktionen beschrieben werden, s. Gl. 5.12 und 5.13.

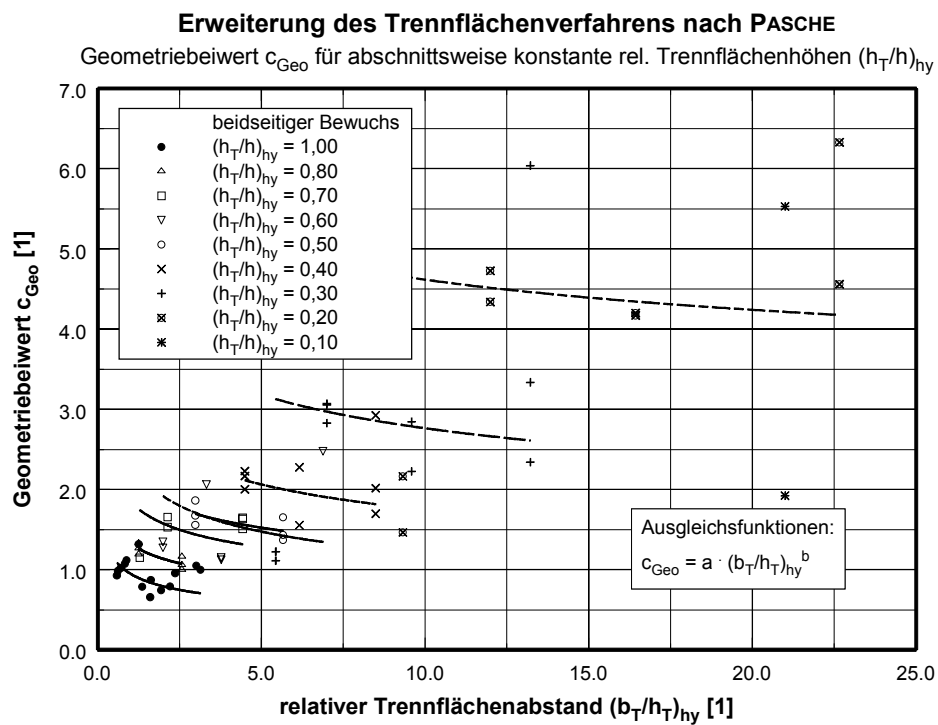
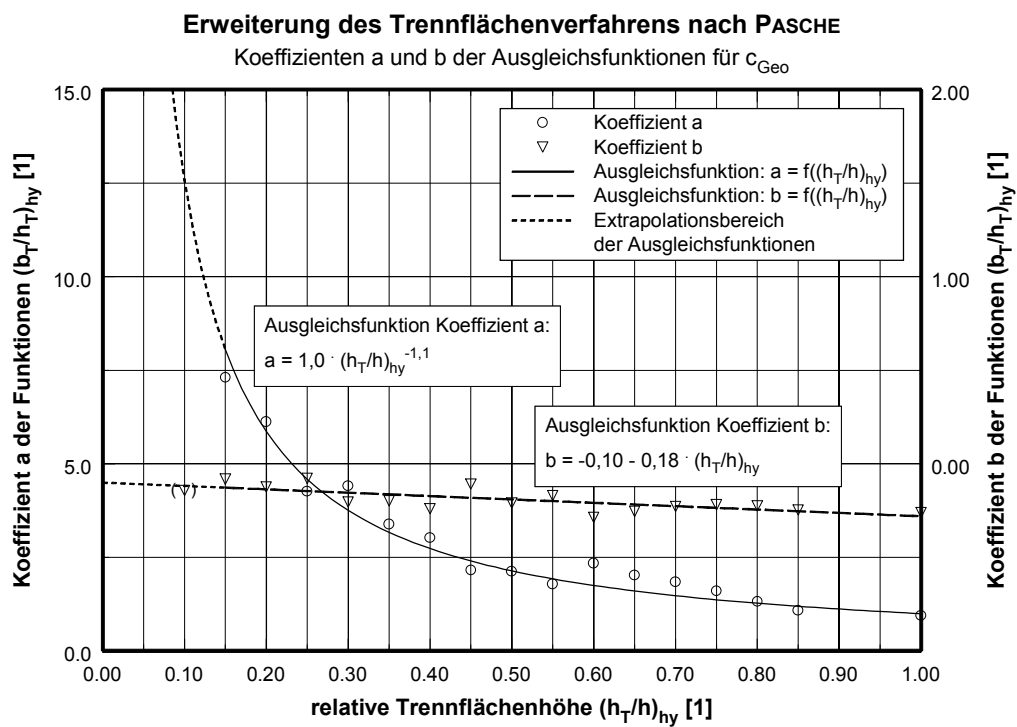
$$a = 1,0 (h_T/h)_{\text{hy}}^{-1,1} \quad (5.12)$$

$$b = -0,10 - 0,18(h_T/h)_{\text{hy}} \quad (5.13)$$

Die nach Gl. 2.38 berechnete mitwirkende Breite überstieg für alle Versuche ausnahmslos das in DVWK 220/1991 angegebene Grenzkriterium, so daß $b_{\text{m, II}}$ jeweils mit der Wasserspiegelbreite im Bewuchsquerschnitt berechnet wurde, s. Gl. 2.40. Die Gültigkeit des Geometriebeiwertes bleibt somit auf Trapezquerschnitte mit relativ kleinen Bewuchszonen beschränkt und ergänzt die Untersuchungen von PASCHE (1984) und SCHUMACHER (1995).

Einseitige und beliebige Uferbestockung

Die Übertragung der Geometriebeiwerte auf einseitige und beliebige Bewuchsanordnungen wurde analog zum Trennflächenverfahren von MERTENS mit einer Transformationsfunktion f_T durchgeführt, s. Gl. 5.8 und 5.9.

Abb. 5.10: Trennflächenverfahren nach PASCHE: Kurvenscharen für konstante $(h_T/h)_{hy}$ Abb. 5.11: Trennflächenverfahren nach PASCHE: Koeffizienten a und $b = f((h_T/h)_{hy})$

In der Übertragungsfunktion, die den Übergang von symmetrischen auf einseitigen Bewuchs beschreibt, spiegeln sich die großen Streuungen der Geometriebeiwerte c_{Geo} wider. Die Streuungen waren noch größer als beim Trennflächenverfahren von MERTENS. Auch galt, daß insbesondere für große Gerinnebreiten die aufgetragenen Werte sehr sensibel auf Veränderungen in den gemessenen Eingangswerten reagierten.

Unter der Annahme, daß für breite Gerinne die gegenseitige Beeinflussung der beiden Trennflächen nicht mehr vorliegt, lief die Funktion für große relative Trennflächenabstände asymptotisch gegen Null und konnte mit einer Exponentialfunktion beschrieben werden, Abb. 5.12:

$$f_{eB} = 2,0 \cdot e^{-0,15 \cdot (b_T/h_T)_{hy}} \quad (5.14)$$

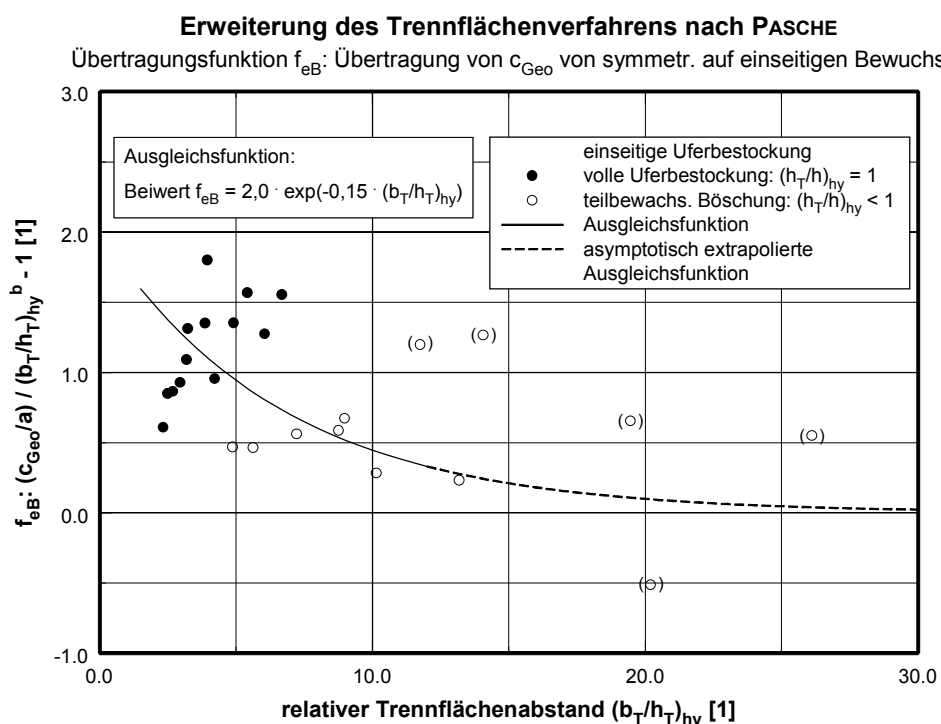


Abb. 5.12: Trennflächenverfahren nach PASCHE: Übertragungsfunktion f_{eB}

Anwendung des erweiterten Trennflächenverfahrens nach PASCHE

Die abschließende Berechnung der mittleren Fließgeschwindigkeiten im unbewachsenen Querschnitt unter Verwendung des erweiterten Trennflächenverfahrens von PASCHE, zeigte ebenfalls eine bessere Übereinstimmung zwischen den gemessenen und den berechneten Fließgeschwindigkeiten gegenüber dem ursprünglichen Ansatz von PASCHE. Das Streuungsmaß

s nach ZANKE verbesserte sich von $s = 1,056$ auf $s = 1,039$, s. Abb. 5.13.

Gegenüber der hydraulischen Berechnung mit dem Trennflächenverfahren von MERTENS streuten die berechneten Fließgeschwindigkeiten etwas stärker. Es lagen aber keine systematischen Abweichungen mehr vor.

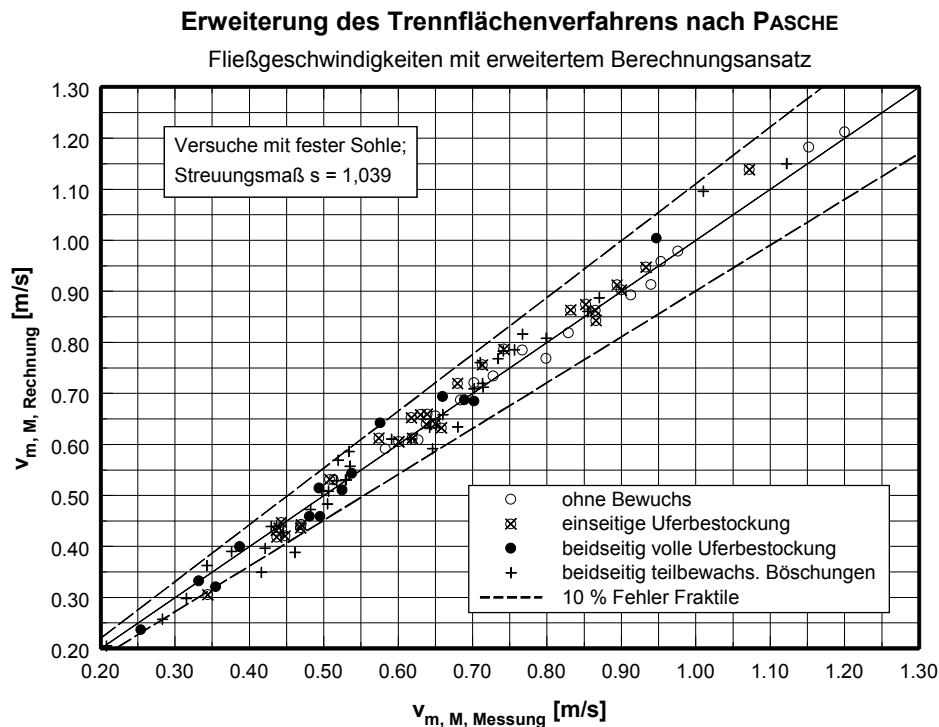


Abb. 5.13: Erweitertes Trennflächenverfahren nach PASCHE: Fließgeschwindigkeit im unbewachsenen Mittelquerschnitt

Zusammenfassung

Der Einfluß der dimensionsanalytisch hergeleiteten Π -Parameter auf den Fließwiderstand der Trennfläche spiegeln sich im Geometriebeiwert c_{Geo} wider, s.a. Tab. 5.2 sowie Gl. 5.7 bis 5.9 und 5.12 bis 5.14:

- Der Einfluß des relativen Trennflächenabstandes $(b_T/h_T)_{\text{hy}}$ war im Vergleich zum Trennflächenverfahren nach MERTENS geringer. Mit zunehmenden relativen Trennflächenabständen nahm der Trennflächenwiderstand ab.
- Mit abnehmender relativer Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{\text{hy}}$ nahm der Trennflächenwiderstand deutlich zu. Mit dem einfachen Ansatz, daß die mitwirkende Breite $b_{m, \Pi}$ für kleine Bewuchszonen auf der Böschung der Wasserspiegelbreite im Bewuchsquerschnitt entspricht

(Gl. 2.40), wurden die Verhältnisse nur unzureichend erfaßt.

- Bei einseitigem Böschungsbewuchs lag für enge Gerinne keine gegenseitige Beeinflussung beider Seiten mehr vor. Die Makroturbulenzen konnten sich weiter ausbreiten und erhöhten somit den Trennflächenwiderstand. Die Übertragungsfunktion f_T war für enge Gerinne größer als eins.

PASCHE, der sein Trennflächenverfahren für Vorlandbewuchs entwickelte, erfaßt mit seinem dimensionsanalytisch hergeleiteten und experimentell quantifizierten Ansatz der mitwirkenden Breite $b_{m, II}$ den Einfluß der Trennflächenhöhe h_T , s. Gl. 2.38. Dies wurde von SCHUMACHER (1995) anhand der großmaßstäblichen Versuche bei HR in England bestätigt. Für kleine Bewuchszonen, z.B. im Trapezprofil, bei denen sich die mitwirkende Breite aufgrund der geometrischen Abmessungen nicht voll ausbilden kann, wird dieser Einfluß mit dem einfachen Ansatz in Gl. 2.40 nicht mehr berücksichtigt. Folglich wurde die mitwirkende Breite nicht mehr hinreichend erfaßt. Da die Makroturbulenzen sich bei teilbewachsenen Böschungen nicht nur zur Seite, sondern auch in Richtung Gewässersohle ausbreiten konnten, wurde der Trennflächenwiderstand größer und mit dem bisherigen Ansatz nach DVWK 220/1991 unterschätzt.

5.2.5 Geschwindigkeitsverteilung im unbewachsenen Mittelquerschnitt

Für einige charakteristische Versuche mit fester Sohle wurden die Fließgeschwindigkeiten im Querschnitt gemessen. In Abb. 5.14 sind sechs Isotachenpläne für Versuche mit teilbewachsenen Böschungen dargestellt. Bei den abgebildeten Versuchen lag jeweils eine symmetrische Bewuchsanordnung vor. Aufgrund der Symmetrie wurde nur eine Querschnittshälfte dargestellt.

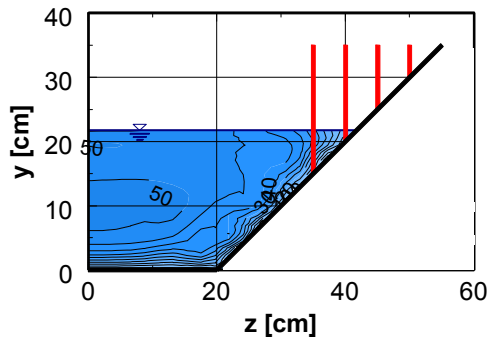
Die Makroturbulenzen, die an den Trennflächen induziert wurden, verursachten ein ausgeprägtes Geschwindigkeitsprofil in der Horizontalen. Während der Einfluß bei großen Bewuchszonen, dargestellt in den unteren Isotachenplänen, erheblich war, nahm er mit kleiner werdenden Bewuchszonen ab. Erst bei breiten Gerinnen (z.B. Versuch *S093b44Q140o10*, in Abb. 5.14 oben rechts, $(b_T/h_T)_{hy} \approx 21$) war der Einfluß der Trennflächen in der Gerinneachse nicht mehr wirksam und es stellte sich eine nahezu konstante Geschwindigkeitsverteilung ein.

Zum Vergleich wurden die gemessenen Geschwindigkeitsverteilungen im Horizontalschnitt den Verteilungsfunktionen von PASCHE (1984) und BERTRAM (1985) gegenübergestellt. Beide Autoren gehen von den Gesetzmäßigkeiten der Wandturbulenz aus und gelangten zu einer logarithmischen Geschwindigkeitsverteilungsfunktion im unbewachsenen Mittelquerschnitt. In Abb. 5.15 wird der Einfluß des Trennflächenwiderstandes auf die Geschwindigkeitsverteilung verdeutlicht.

Versuchs-Nr.: S040b44Q060o05

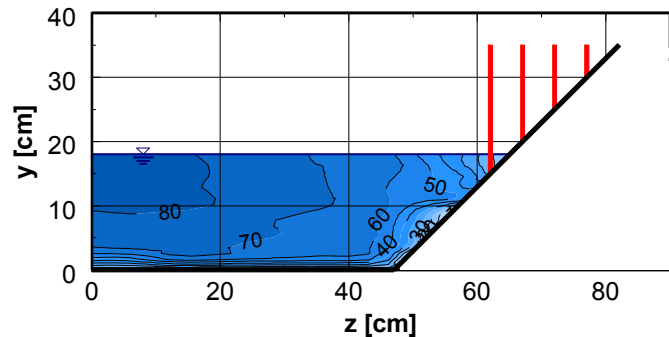
$$q = 0,150 \text{ m}^3/(\text{s m}); I_E = 0,51 \text{ ‰}$$

$$v_{m, M} = 0,460 \text{ m/s}$$

**Versuchs-Nr.: S093b44Q140o10**

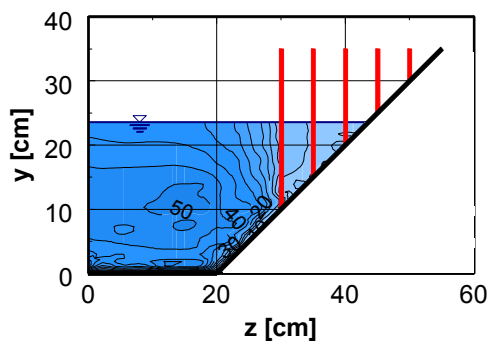
$$q = 0,150 \text{ m}^3/(\text{s m}); I_E = 1,05 \text{ ‰}$$

$$v_{m, M} = 0,702 \text{ m/s}$$

**Versuchs-Nr.: S040b55Q060o10**

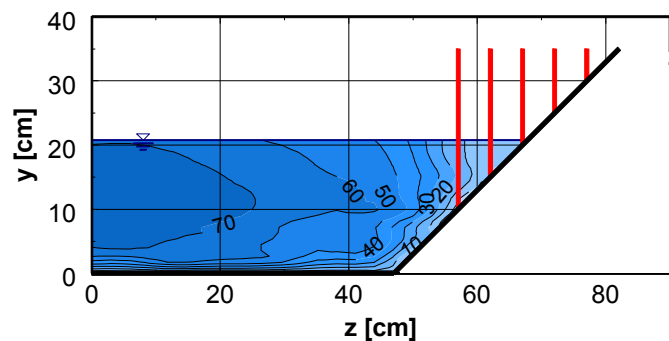
$$q = 0,150 \text{ m}^3/(\text{s m}); I_E = 0,97 \text{ ‰}$$

$$v_{m, M} = 0,442 \text{ m/s}$$

**Versuchs-Nr.: S093b55Q140o10**

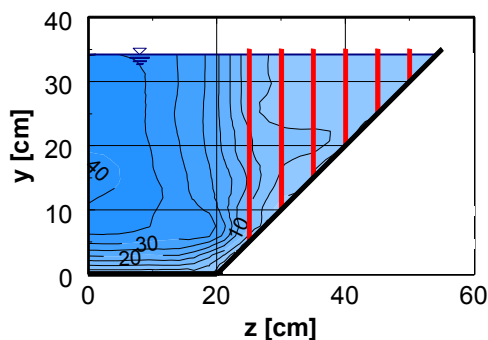
$$q = 0,150 \text{ m}^3/(\text{s m}); I_E = 0,96 \text{ ‰}$$

$$v_{m, M} = 0,616 \text{ m/s}$$

**Versuchs-Nr.: S040b66Q060o10**

$$q = 0,150 \text{ m}^3/(\text{s m}); I_E = 1,05 \text{ ‰}$$

$$v_{m, M} = 0,312 \text{ m/s}$$

**Versuchs-Nr.: S093b66Q140o10**

$$q = 0,150 \text{ m}^3/(\text{s m}); I_E = 1,04 \text{ ‰}$$

$$v_{m, M} = 0,534 \text{ m/s}$$

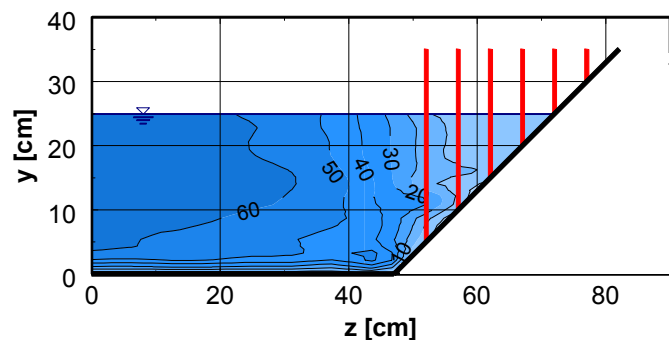


Abb. 5.14: Isotachenpläne charakteristischer Versuche mit fester Sohle und teilbewachsenen Böschungen

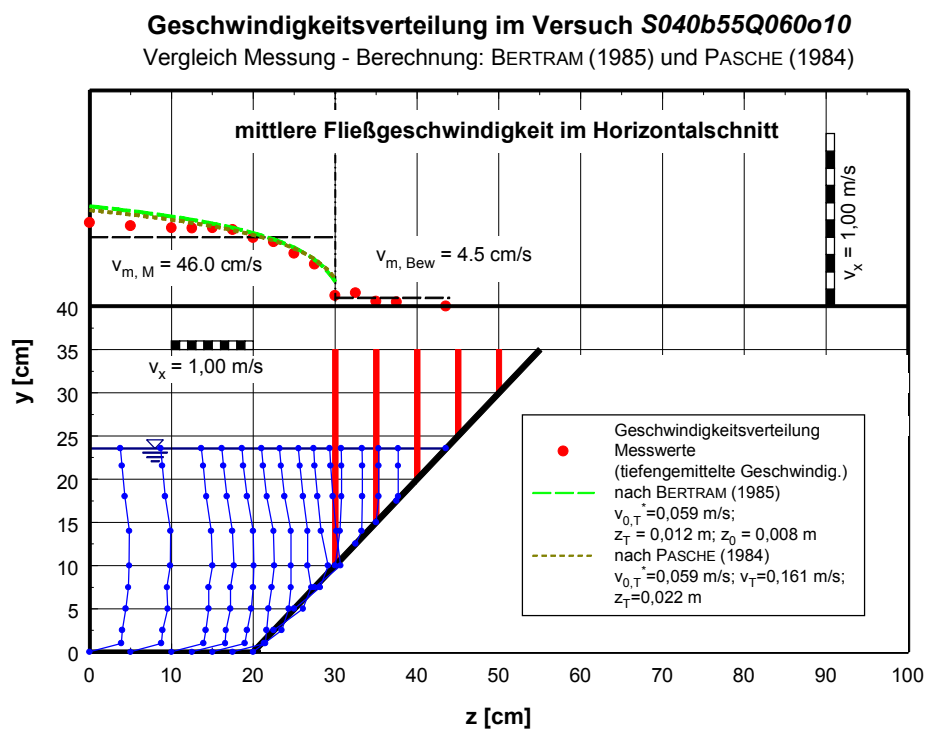


Abb. 5.16: Geschwindigkeitsverteilung des Versuchs S040b55Q060o10

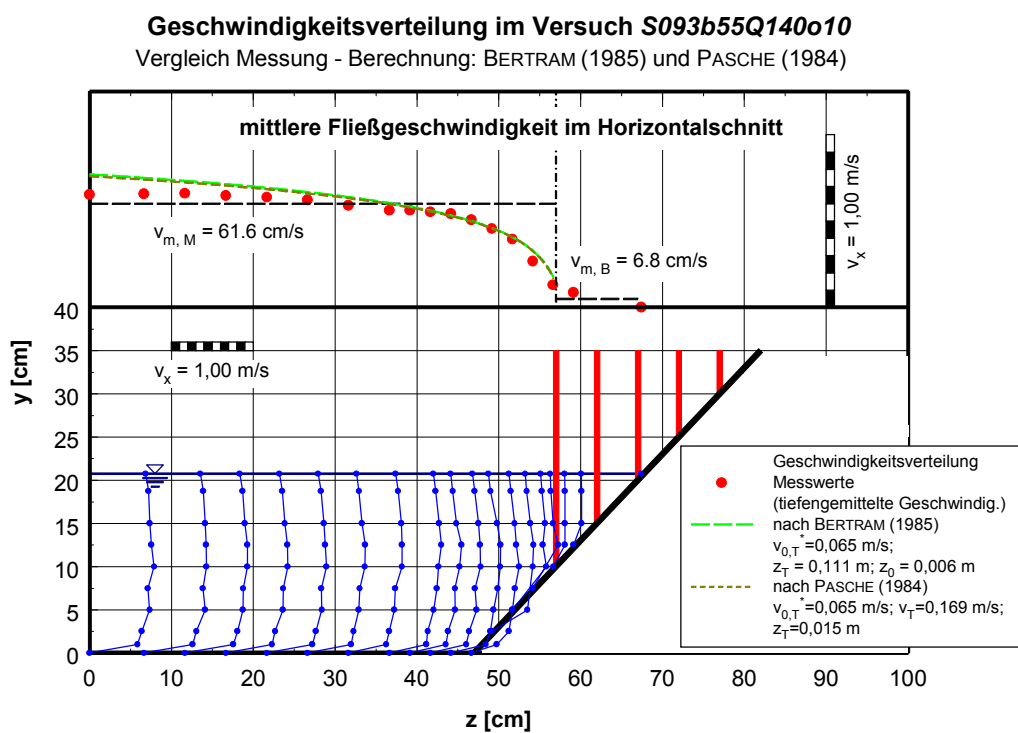


Abb. 5.17: Geschwindigkeitsverteilung des Versuchs S093b55Q140o10

Die Vertikalprofile, in den Abbildungen jeweils in der unteren Hälfte dargestellt, wiesen im unteren, sohlennahen Bereich eine logarithmische Verteilung auf. In diesem Bereich dominierte die Sohlenrauheit und führte zu der bekannten logarithmischen Geschwindigkeitsverteilung. Im Einflußbereich der Trennfläche, insbesondere nahe des Wasserspiegels, wich das vertikale Geschwindigkeitsprofil von der logarithmischen Verteilung ab. Die Fließgeschwindigkeit nahm aufgrund der vegetationsbedingten Makroturbulenzen zum Wasserspiegel hin wieder ab. Für den engen Gerinnequerschnitt in Abb. 5.16 trat dieses Phänomen bis zur Gerinneachse auf.

Die gemessenen Geschwindigkeitsfelder bestätigen die Ergebnisse von BERTRAM (1985), der vergleichbare Geschwindigkeitsverteilungen gemessen hat. Die Teileinzugsflächen infolge des Trennflächenwiderstandes breiteten sich bis zur Gerinneachse aus und die von der Sohlenrauheit beeinflusste Teilfläche wurde entsprechend kleiner. Beim breiteren Querschnitt in Abb. 5.17 war das verzerrte Vertikalprofil in der Gerinneachse infolge der Trennflächenrauheit kaum noch feststellbar.

Der Vergleich der Geschwindigkeitsverteilung in der Horizontalen, in den Abb. 5.16 und 5.17 jeweils in der oberen Hälfte der Abbildungen dargestellt, zeigte im Bereich der Trennfläche für beide Geschwindigkeitsverteilungsfunktionen eine gute Übereinstimmung mit den gemessenen, tiefengemittelten Geschwindigkeiten. Im Bereich der Gerinneachse waren die gemessenen Geschwindigkeiten geringer als die berechneten Werte, weil der Einfluß der Trennflächen ab- und der Einfluß der Sohle zunahm.

Die von BERTRAM (1985) angegebenen Beziehungen zur Berechnung des Abstandes des fiktiven Nullpunktes zur Trennfläche z_T und des fiktiven Versatzmaßes z_0 , die maßgeblich die Geschwindigkeitsverteilung bestimmen, konnten in dieser Untersuchung bestätigt werden, sofern für die Wassertiefe h die Trennflächenhöhe h_T eingesetzt wurde, s. Gl. 5.17 und 5.18.

$$z_T = 0,158 h_T \quad (5.17)$$

$$z_0 = 0,055 h_T \quad (5.18)$$

gültig für: $a_x/d_p = 5,0$ und $a_z/d_p = 5,0$

Da BERTRAM (1985) nur Versuche mit voller Uferbestockung ($h_T = h$) durchgeführt und beschrieben hat, ergänzen diese Geschwindigkeitsmessungen die Ergebnisse von BERTRAM. Die angegebenen Beziehungen in Gl. 5.17 und 5.18 weisen jedoch keine Allgemeingültigkeit auf. Sie sind von der Bewuchsanordnung abhängig und dementsprechend von untergeordneter Bedeutung.

5.2.6 Zusammenfassung der hydraulischen Berechnungsergebnisse

Die Berechnung des Trennflächenwiderstandes nach MERTENS und PASCHE, wie sie in DVWK 220/1991 beschrieben sind, ergaben für eine beidseitig volle Uferbestockung recht genaue Ergebnisse, unterschätzten jedoch für teilbewachsene Böschungen im Trapezquerschnitt den Fließwiderstand in der Trennfläche. Dies führte rechnerisch zu überhöhten Fließgeschwindigkeiten im unbewachsenen Mittelquerschnitt und somit zur Unterbemessung des Querschnitts. Für die konstanten Bewuchsverhältnisse dieser Untersuchungen wurde deutlich, daß die mitwirkende Breite $b_{m, II}$, die im Trapezquerschnitt bei beiden Verfahren nur von der Breite des Wasserspiegels in der Bewuchszone abhängt, nicht hinreichend erfaßt wurde.

In der Dimensionsanalyse im Abschnitt 3.2.2 wurde eine Abhängigkeit vom relativen Trennflächenabstand b_T/h_T und von der relativen Trennflächenhöhe h_T/h hergeleitet. Zur Quantifizierung der Abhängigkeiten in den experimentellen Untersuchungen wurde zunächst das Trapezgerinne ohne Uferbewuchs kalibriert, d.h. es wurde die Sohlen- und die Böschungsrauheit ermittelt. Zur Berechnung des Abflusses im Bewuchsquerschnitt stellten sich sowohl das Verfahren von LINDNER (1982) als auch das Verfahren von PASCHE (1984) als geeignet heraus, s. Abschnitt 5.2.2.2.

Anschließend wurden aus den Versuchen mit Bewuchs durch eine inverse Berechnung die Geometriebeiwerte c_{Geo} ermittelt und die dimensionsanalytisch hergeleiteten Abhängigkeiten quantifiziert. In Tab 5.2 sind die ermittelten Formeln zur Berechnung der Trennflächenrauheit k_T (Verfahren von MERTENS) bzw. der mitwirkenden Breite $b_{m, II}$ (Verfahren von PASCHE) zusammengestellt. Beide Größen werden maßgebend vom Geometriebeiwert c_{Geo} beeinflusst.

In einem Vergleich gemessener Geschwindigkeitsprofile mit den logarithmischen Geschwindigkeitsverteilungsfunktionen von BERTRAM (1985) und PASCHE (1984) zeigte sich, daß beide Ansätze die Geschwindigkeitsverteilung im Horizontalschnitt infolge des Trennflächenwiderstandes nahe der Trennflächen hinreichend genau beschreiben. Im Bereich der Gerinneachse wichen die Verteilungsfunktionen aufgrund der dreidimensionalen Geschwindigkeitsverteilung mehr und mehr von der gemessenen Verteilung ab, weil der Einfluß der rauhen Sohle mit zunehmendem Abstand von der Trennfläche größer wurde.

Mit der Erweiterung der Trennflächenverfahren von MERTENS und PASCHE wurden die Voraussetzungen geschaffen, alle Fließwiderstände im unbewachsenen Mittelquerschnitt gemäß des Einflußflächenverfahrens nach EINSTEIN (1934) und HORTON (1933) zu erfassen. Für die sedimentologischen Hauptversuche können darauf aufbauend die Eingangsgrößen für die Transportberechnungen mit der erforderlichen Genauigkeit erfaßt werden.

Erweiterung des Trennflächenverfahren nach MERTENS	Erweiterung des Trennflächenverfahren nach PASCHE
Ansatz (Gl.)	Ansatz (Gl.)
Trennflächenrauheit k_T:	mitwirkende Breite $b_{m, II}$:
$k_T = 1,5 d_p + c c_{Geo} b_{m, II}$ $= 1,5 d_p + c c_{Geo} A_{II}/h_T \quad (3.9)$	$b_{m, II} = c_{Geo} b_{WSP, Bewuchs} \quad (3.13)$
Geometriebeiwert c_{Geo}:	
$c_{Geo} = f_T a (b_T/h_T)_{hy}^b \quad (5.7)$	$c_{Geo} = f_T a (b_T/h_T)_{hy}^b \quad (5.7)$
Koeffizienten a und b des Geometriebeiwertes c_{Geo}:	
$a = (0,0074 + 0,85 (h_T/h)_{hy}^3)^{-1} \quad (5.3)$	$a = 1,0 (h_T/h)_{hy}^{-1,1} \quad (5.12)$
$b = (0,76 - 2,93 (h_T/h)_{hy} - 0,27 / (h_T/h)_{hy})^{-1} \quad (5.4)$	$b = -0,10 - 0,18 (h_T/h)_{hy} \quad (5.13)$
Transformationsfunktion zur Übertragung auf beliebige Bewuchsanordnungen f_T:	
- für die Trennfläche mit dem größeren Widerstand: $f_{T, gr} = 1 + f_{eB} \left(1 - \frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} \right) \quad (5.8)$	- für die Trennfl. mit dem größeren Widerstand: $f_{T, gr} = 1 + f_{eB} \left(1 - \frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} \right) \quad (5.8)$
- für die Trennfläche mit dem kleineren Widerstand: $f_{T, kl} = 1 - f_{eB} \left(1 - \frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} \right) \quad (5.9)$ mit $f_{T, kl} \geq 0$	- für die Trennfl. mit dem kleineren Widerstand: $f_{T, kl} = 1 - f_{eB} \left(1 - \frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} \right) \quad (5.9)$ mit $f_{T, kl} \geq 0$
Übertragungsfunktion von symmetrischen auf einseitigen Bewuchs f_{eB}:	
$f_{eB} = 1,5 e^{-0,20 (b_T/h_T)_{hy}} \quad (5.10)$	$f_{eB} = 2,0 e^{-0,15 (b_T/h_T)_{hy}} \quad (5.14)$

Tab. 5.2: Zusammenstellung der Berechnungsergebnisse zur Erweiterung der Trennflächenverfahren nach MERTENS und PASCHE

5.3 Sedimentologische Berechnungen (Versuche mit beweglicher Sohle)

5.3.1 Allgemeines

Die Ergebnisse des Abschnitts 5.2 (Kalibrierung der Versuchsrinne, Erweiterung der Trennflächenverfahren nach MERTENS und PASCHE) waren Grundlage für die hydraulischen Berechnungen der Hauptversuche mit beweglicher Sohle. Der Abfluß in den Bewuchsquerschnitten wurde sowohl nach LINDNER (1982) als auch nach PASCHE (1984) recht genau erfaßt, s. Abschnitt 5.2.2.2. Der Trennflächenwiderstand konnte mit den erweiterten Trennflächenverfahren nach MERTENS (s. Abschnitt 5.2.4.1 und Tab. 5.2) und nach PASCHE (s. Abschnitt 5.2.4.2 und Tab. 5.2) ebenfalls recht genau berechnet werden. Im folgenden wurden die Berechnungen jeweils nur mit einem der vorgestellten Verfahren durchgeführt. Da die genannten Verfahren vergleichbar gute Ergebnisse lieferten, wurden die rechnerisch einfacheren Ansätze von LINDNER (1982) für den Abfluß im Bewuchsquerschnitt und das Trennflächenverfahren von MERTENS zur Berechnung des Trennflächenwiderstandes verwendet.

Die Meßergebnisse der Versuche mit beweglicher Sohle sind in Anlage 5 aufgeführt. In Anlage 6 befindet sich eine Fotodokumentation der Transportkörpersohlen einiger ausgewählter Versuche.

5.3.2 Hydraulische Berechnung der Versuche mit beweglicher Sohle

5.3.2.1 Versuche ohne Bewuchs

Die Gesamtrauheit in den Versuche ohne Bewuchs wurde aufgrund der relativ glatten Böschungen maßgebend von der Sohlenrauheit bestimmt. Die Sohlenrauheit gliedert sich in eine Korn- und eine Formrauheit. Sie werden von den Berechnungsansätzen entweder getrennt (z.B. YALIN/SCHEUERLEIN (1988)) oder summarisch (z.B. BROWNLIE (1983)) erfaßt.

Zur Ermittlung eines geeigneten Ansatzes wurde die Sohlenrauheit mit folgenden Widerstandsansätzen überprüft:

- BROWNLIE (1983)
- ENGELUND (1967)
- KARIM/KENNEDY (1990)
- VAN RIJN (1984)
- YALIN/SCHEUERLEIN (1988)

In einem ersten Schritt wurden nur die Versuche ohne Bewuchs bearbeitet, um den Einfluß der Trennflächenrauheit in einem weiteren Schritt getrennt zu untersuchen. Die Formeln von

KARIM/KENNEDY (1990), VAN RIJN (1984) und YALIN/SCHEUERLEIN (1988) enthalten einen implizit verankerten Berechnungsansatz für die Transportkörpergeometrie, s. Anlage 1. Da die Berechnung der Transportkörpergeometrie mit großen Unsicherheiten behaftet ist, wurde die mittlere Fließgeschwindigkeit zusätzlich mit gemessenen Dünenhöhen und -steilheiten berechnet. Eine Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Fließgeschwindigkeiten in Abhängigkeit des gewählten Rauheitsansatzes befindet sich in Abb. 5.18.

Als gemessene Fließgeschwindigkeit wird in diesem Zusammenhang und im folgenden die Geschwindigkeit bezeichnet, die sich aus dem gemessenen Gesamtabfluß abzüglich des berechneten Abflusses im Bewuchsquerschnitt ergab.

Von allen fünf Berechnungsansätzen wurde mit den implizit verankerten Ansätzen zur Sohlenrauheit die Fließgeschwindigkeit im Mittel zu hoch berechnet. Das bedeutet, daß der tatsächliche Sohlenwiderstand größer als der berechnete Widerstand war. Nach dem Ansatz von ENGELUND sind die Abweichungen im Mittel am geringsten, vgl. Tab. 5.3.

Ansatz der Sohlenrauheit nach (geordnet nach der Genauigkeit der Berechnungen)	Abweichung			Streuungsmaß s [1]
	Min. [%]	Mittel [%]	Max. [%]	
ENGELUND (1967)	-16,6	+4,8	+18,5	1,084
YALIN/SCHEUERLEIN (1988)	-2,7	+8,4	+22,0	1,086
VAN RIJN (1984)	-8,7	+11,3	+29,0	1,122
BROWNLIE (1983)	-5,8	+14,1	+32,5	1,145
KARIM/KENNEDY (1990)	-4,0	+15,4	+36,5	1,154
KARIM/KENNEDY (1990), gemessene Dünengeometrie	-20,1	+0,8	+24,4	1,079
YALIN/SCHEUERLEIN (1988), gemessene Dünengeometrie	-20,4	-6,3	+7,2	1,082
VAN RIJN (1984), gemessene Dünengeometrie	-5,6	+9,7	+29,7	1,103

Tab. 5.3: Abweichungen und Streuungsmaße der mittleren Fließgeschwindigkeiten der Versuche mit beweglicher Sohle ohne Bewuchs

Insgesamt zeigte sich, mit der Ausnahme des Ansatzes von YALIN/SCHEUERLEIN, eine geringe Abhängigkeit der Abweichungen vom Abfluß. Bei größeren Abflüssen waren die relativen Abweichungen etwas größer (Hinweis: Aufgrund der vom Abfluß unabhängigen Darstellung ist dieser Zusammenhang nicht ausdrücklich in Abb. 5.18 erkennbar.).

Aufgrund der Unsicherheiten bei der Berechnung der Dünengeometrie wurden zum Vergleich die Berechnungen der mittleren Fließgeschwindigkeit mit der gemessenen Transportkörpergeometrie wiederholt, s. Abb. 5.18 und Tab. 5.3.

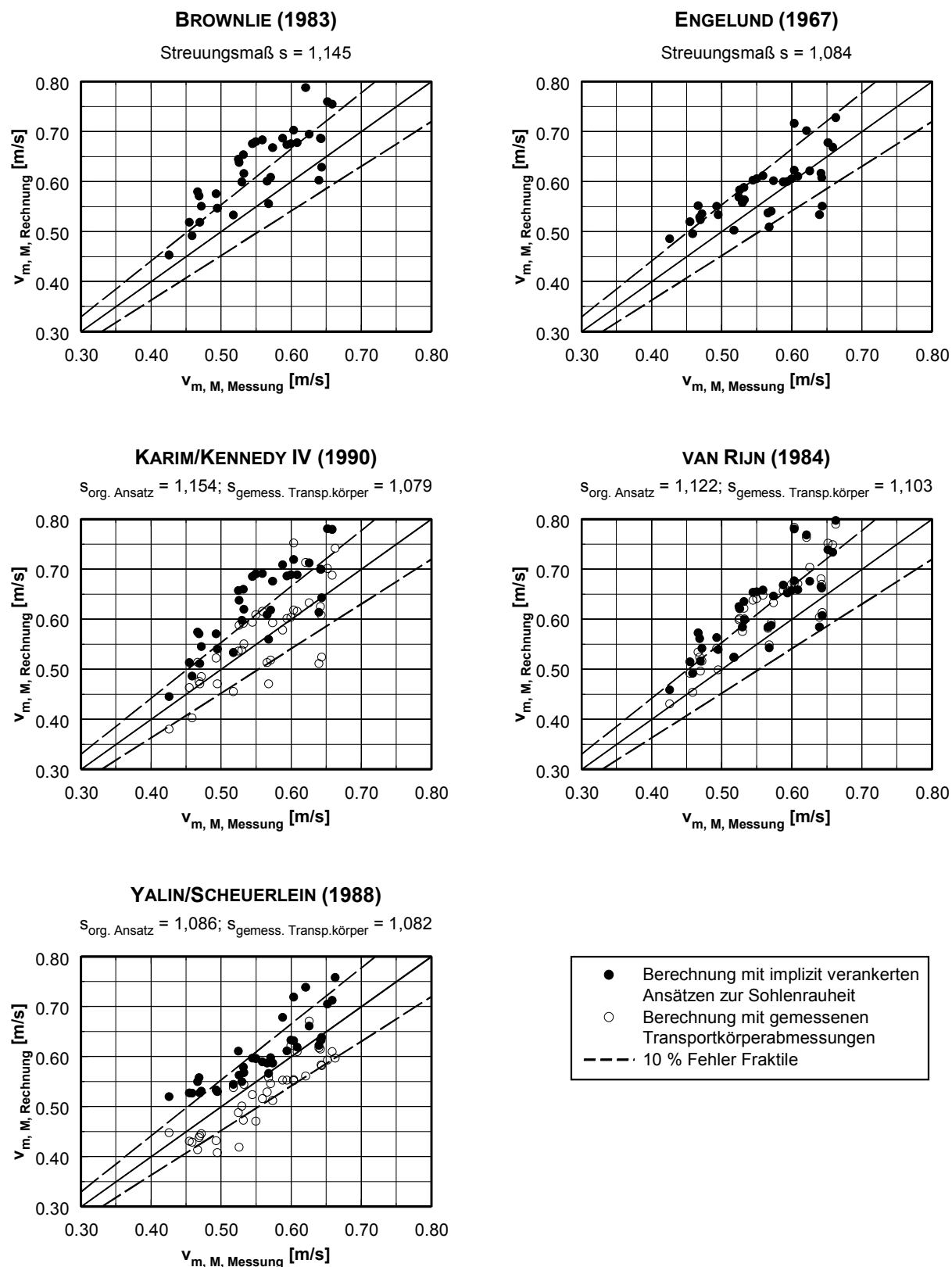


Abb. 5.18: Versuche mit beweglicher Sohle ohne Bewuchs: Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt

Der Einfluß der gemessenen Transportkörperabmessungen gegenüber den berechneten Abmessungen auf die mittlere Fließgeschwindigkeit war nach dem Ansatz von VAN RIJN nur gering. Mit den Ansätzen von KARIM/KENNEDY und YALIN/SCHUEERLEIN wurden die berechneten Fließgeschwindigkeiten deutlich niedriger als mit den berechneten Transportkörperabmessungen. Nach KARIM/KENNEDY stimmten die berechneten Fließgeschwindigkeiten mit den gemessenen im Mittel sehr gut überein; es lag aber eine erhebliche Streuung vor. Mit dem Ansatz von YALIN/SCHUEERLEIN war die Streubreite dagegen geringer, im Mittel waren die berechneten Fließgeschwindigkeiten aber zu niedrig.

Eine eindeutige Empfehlung, welcher Sohlenrauheitsansatz für die vorliegenden Versuche zu bevorzugen war, konnte aus diesem Vergleich nicht abgeleitet werden. Für die Berechnung der Fließgeschwindigkeiten der Versuche mit beweglicher Sohle und Bewuchs wurden deshalb zunächst alle fünf Ansätze weiter verfolgt.

5.3.2.2 Versuche mit Bewuchs

Der erhebliche Einfluß der Trennflächen auf den Gesamtfließwiderstand wurde bereits in den Versuchen mit fester Sohle verdeutlicht, s. Abschnitt 5.2. In den Versuchen mit beweglicher Sohle war der Anteil der Trennflächen am Gesamtwiderstand etwas geringer, weil die alluviale Sohle gegenüber der glatten Betonsohle einen deutlich höheren Fließwiderstand aufwies.

Eine Gegenüberstellung der berechneten mit den gemessenen Fließgeschwindigkeiten in Abhängigkeit des verwendeten Sohlenrauheitsansatzes ist für die Versuche mit Bewuchs in Abb. 5.19 und 5.20 dargestellt. In den Berechnungen zu Abb. 5.19 wurden die Sohlenrauheiten mit den implizit verankerten Ansätzen der Transportkörperabmessungen verwendet; in Abb. 5.20 wurden für die Ansätze von KARIM/KENNEDY (1990), VAN RIJN (1984) und YALIN/SCHUEERLEIN (1988) die gemessenen Transportkörperabmessungen herangezogen.

Die Rauheitsansätze von ENGELUND und VAN RIJN beschrieben die Verhältnisse der Versuche am besten, s. Abb. 5.19. Das Streuungsmaß s der Versuche mit Bewuchs lag nach beiden Ansätzen bei etwa 1,07. Die mittleren Abweichungen zwischen gemessener und berechneter Fließgeschwindigkeit lagen bei +2,5% (ENGELUND) und +4,5% (VAN RIJN), d.h. die berechneten Fließgeschwindigkeiten waren im Mittel geringfügig zu hoch, s. Tab. 5.4.

Für alle fünf Sohlenrauheitsansätze in Abb. 5.19 deckten sich die Mittelwerte und auch die Streuungen etwa mit den Versuchen ohne Bewuchs. Es war jedoch zu beobachten, daß bei den Versuchen mit teilbewachsener Böschung die Geschwindigkeiten stärker überschätzt wurden als bei einer vollen Uferbestockung (einseitige und beidseitige Bestockung).

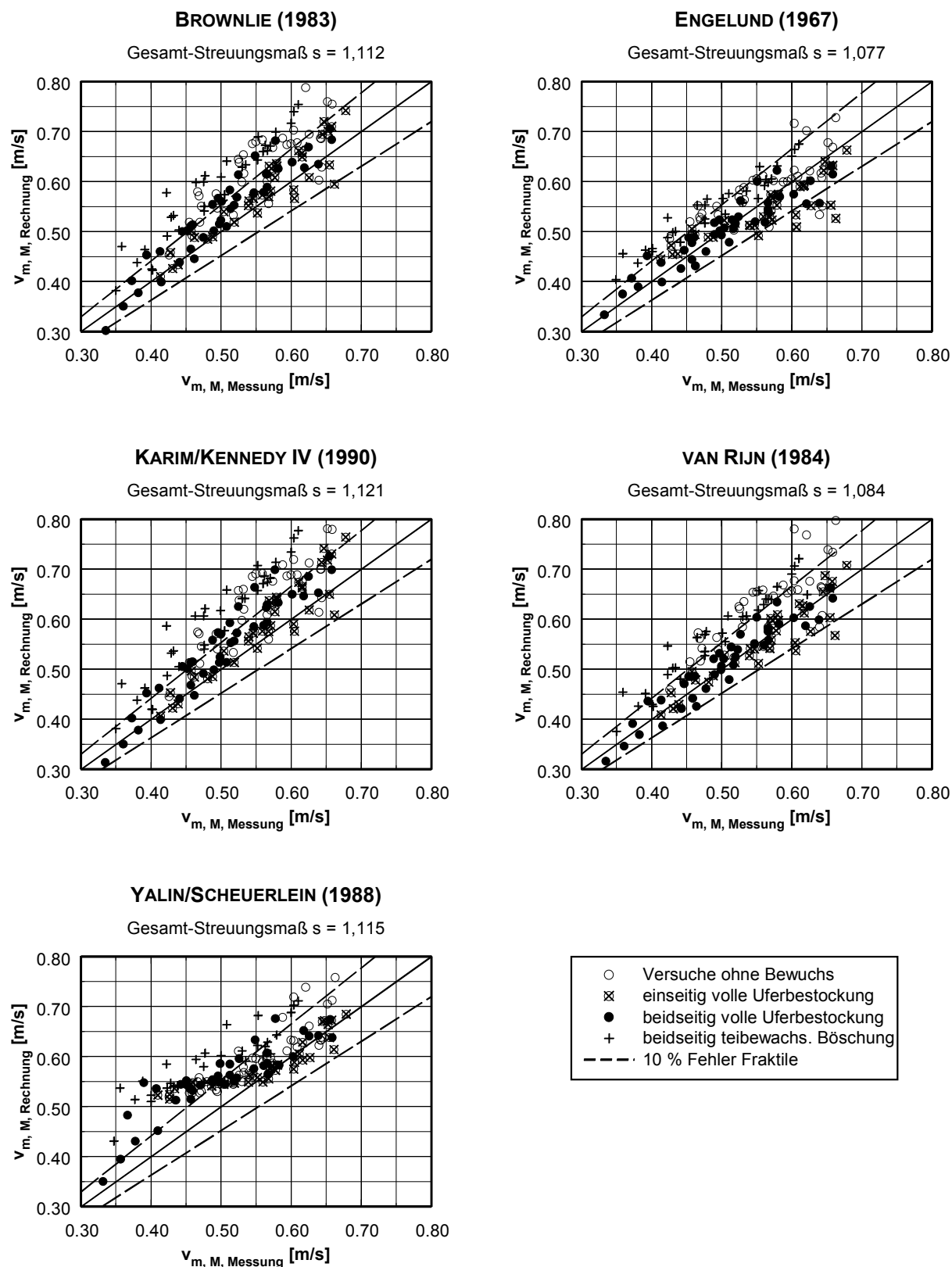


Abb. 5.19: Versuche mit beweglicher Sohle und Bewuchs: Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt (mit Originalansätzen zur Sohlenrauheit berechnet)

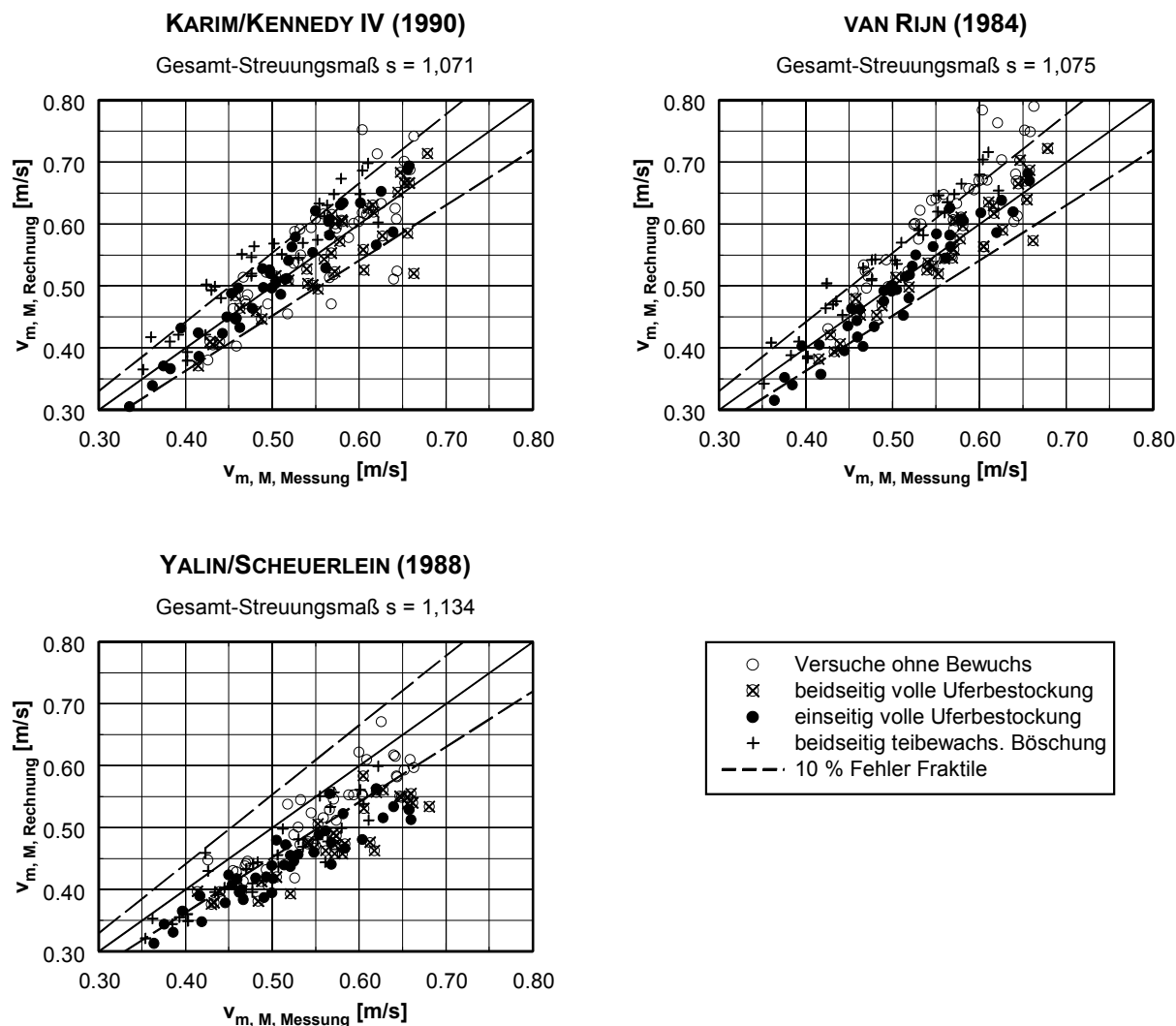


Abb. 5.20: Versuche mit beweglicher Sohle und Bewuchs: Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt (mit gemessener Transportkörpergeometrie berechnet)

Bei der Berechnung der mittleren Fließgeschwindigkeit unter Verwendung gemessener Transportkörper trat die Abweichung infolge der Bewuchsanordnung (volle oder teilbewachsene Böschung) nur noch mit dem Ansatz von KARIM/KENNEDY in geringem Maße auf. Mit den Ansätzen nach VAN RIJN und YALIN/SCHUEERLEIN war diese Abweichung nicht mehr festzustellen, s. Abb. 5.20. Dieser Zusammenhang zeigte, daß insbesondere die teilbewachsenen Böschungen einen erheblichen Einfluß auf das Widerstandsverhalten der alluvialen Gewässer- sohle ausübten, s.a. die Fotodokumentation in Anlage 6. Dieser Bewuchseinfluß wurde erwartungsgemäß mit den Transportkörper-Funktionen, die in den Rauheitsansätzen von KARIM/KENNEDY, VAN RIJN und YALIN/SCHUEERLEIN enthalten sind, nicht erfaßt.

Ansatz der Sohlenrauheit nach (geordnet nach der Genauigkeit der Berechnungen)	Abweichung			Streuungsmaß s [1]
	Min. [%]	Mittel [%]	Max. [%]	
ENGELUND (1967)	-20,7	+2,5	+27,5	1,075
VAN RIJN (1984)	-14,3	+4,5	+29,1	1,072
BROWNLIE (1983)	-10,3	+9,3	+37,0	1,101
KARIM/KENNEDY (1990)	-8,1	+10,5	+39,1	1,110
YALIN/SCHUEERLEIN (1988)	-7,2	+12,3	+50,9	1,125
VAN RIJN (1984), gemessene Dünengeometrie	-16,0	+1,4	+18,7	1,065
KARIM/KENNEDY (1990), gemessene Dünengeometrie	-21,5	+2,3	+18,3	1,068
YALIN/SCHUEERLEIN (1988), gemessene Dünengeometrie	-25,1	-12,9	+8,3	1,153

Tab. 5.4: Abweichungen und Streuungsmaße der mittleren Fließgeschwindigkeiten der Versuche mit beweglicher Sohle und Bewuchs

Insgesamt waren die Auswirkungen der gemessenen Transportkörpergeometrie auf die mittlere Fließgeschwindigkeit in den Versuchen mit Bewuchs vergleichbar zu den Versuchen ohne Bewuchs. Nach dem Rauheitsansatz von VAN RIJN waren die Veränderungen der Fließgeschwindigkeit nur gering, nach den Ansätzen von KARIM/KENNEDY und YALIN/SCHUEERLEIN verringerten sich die berechneten Geschwindigkeiten unter Verwendung der gemessenen Transportkörpergeometrie dagegen recht deutlich.

Dem Fließwiderstand der alluvialen Sohle bzw. der Sohlenschubspannung kommt bei der Transportberechnung eine besondere Bedeutung zu. Trotz zahlreicher Untersuchungen und Berechnungsansätze für den Sohlenwiderstand ist die Quantifizierung nach wie vor schwierig und mit großen Unsicherheiten verbunden. Jeder der fünf untersuchten Rauheitsansätze führte zu nennenswerten Abweichungen der berechneten Fließgeschwindigkeiten im Mittelquerschnitt und damit auch zu Unsicherheiten bei den Eingangsgrößen der Transportberechnung.

5.3.3 Geschiebetransportberechnung mit bestehenden Ansätzen

Vorbemerkungen

Die Eingangsgrößen für die Transportberechnung ergeben sich aus der hydraulischen Berechnung. Der erhebliche Einfluß des Sohlenrauheitsansatz auf die Fließgeschwindigkeit (und damit auch auf die Sohlenschubspannung) wurde anhand der hydraulischen Berechnung der Versuche ohne Bewuchs in Abschnitt 5.3.2 eindrucksvoll dokumentiert, s. Abb. 5.18.

Aufgrund des großen Einflusses des ausgewählten Sohlenrauheitsansatzes und der anhaftenden

Unsicherheiten der berechneten Ergebnisse wurden die transportrelevanten Sohlschubspannungen nicht mit einem der in Abschnitt 5.3.2 angewendeten Rauheitsansätze ermittelt, sondern anhand einer inversen Berechnung aus den gemessenen Fließgeschwindigkeiten:

Außer dem Fließwiderstand der alluvialen Gewässersohle wurden alle anderen Ansätze zur Berechnung der Fließwiderstände vorab kalibriert. Die Teilfläche, die der Sohlenrauheit zugeordnet ist, wurde aus der Flächendifferenz zwischen der gemessenen Gesamtfläche des unbewachsenen Mittelquerschnitts und den Teilflächen der Trennflächen sowie der Teilfläche der Böschungsrauheit berechnet:

$$A_{so} = A_{M, ges} - A_{Bö, li} - A_{Bö, re} - A_{T, li} - A_{T, re} \quad (5.19)$$

Der hydraulische Radius der Kornrauheit R_K wurde aus Gl. 2.6 mit $k = 2,5 d_{50}$ ermittelt.

Nachrechnung der Versuche

Aus der Vielzahl der verfügbaren Berechnungsansätze für den Geschiebe- oder Gesamttransport wurden zunächst 14 Ansätze ausgewählt, mit denen die durchgeführten Versuche nachgerechnet wurden. Die Transportansätze sind in Anlage 2 aufgeführt. Die Gegenüberstellung der berechneten Feststofftransportzahlen ϕ^* mit den gemessenen ϕ^* -Werten ist Abb. 5.21 und 5.22 zu entnehmen. In Tab. 5.5 sind die Abweichungen (Mittelwerte) und die Streuungsmaße s der Transportberechnung getrennt nach Versuchen ohne Bewuchs und Versuchen mit Bewuchs aufgeführt. Negative Mittelwerte bedeuten, daß der Geschiebetransport unterschätzt wurde.

Die Ergebnisse der Transportberechnung sind vielschichtig. Aufgrund der extremen Abweichungen mit den Ansätzen nach EINSTEIN/BROWN und PERNECKER/VOLLMERS wurden diese beiden Ansätze nicht in die grafische Darstellung in Abb. 5.21 und 5.22 aufgenommen. Mit den Ansätzen nach ACKERS/WHITE und LAURSEN wurde für die vorliegenden Versuche, auch für die Versuche ohne Bewuchs, nur eine unzureichende Übereinstimmung erzielt. Daher wurden diese vier Ansätze im weiteren nicht mehr betrachtet.

Mit den verbleibenden 10 Ansätzen wurden der gemessene Geschiebetransport sowohl über- als auch unterschätzt. Dies galt für Versuche ohne und für Versuche mit Bewuchs. Generell ließ sich aber erkennen, daß insbesondere in den Versuchen mit kleiner Sohlenbreite ($b_{s0} = 0,400$ m) der Bewuchs einen nennenswerten Einfluß auf den Geschiebetransport ausübte. Für diese Versuche wurde der Transport im allgemeinen deutlich unterschätzt. Die genauesten Berechnungsergebnisse in dieser ersten Betrachtung wurden mit den Ansätzen von KARIM/KENNEDY, MEYER-PETER/MÜLLER, ENGELUND/HANSEN und VAN RIJN erzielt, s. Tab. 5.5. Mit dem Ansatz von ENGELUND lag ebenfalls eine relativ geringe Streubreite vor, der Geschiebetransport wurde aber insgesamt überschätzt.

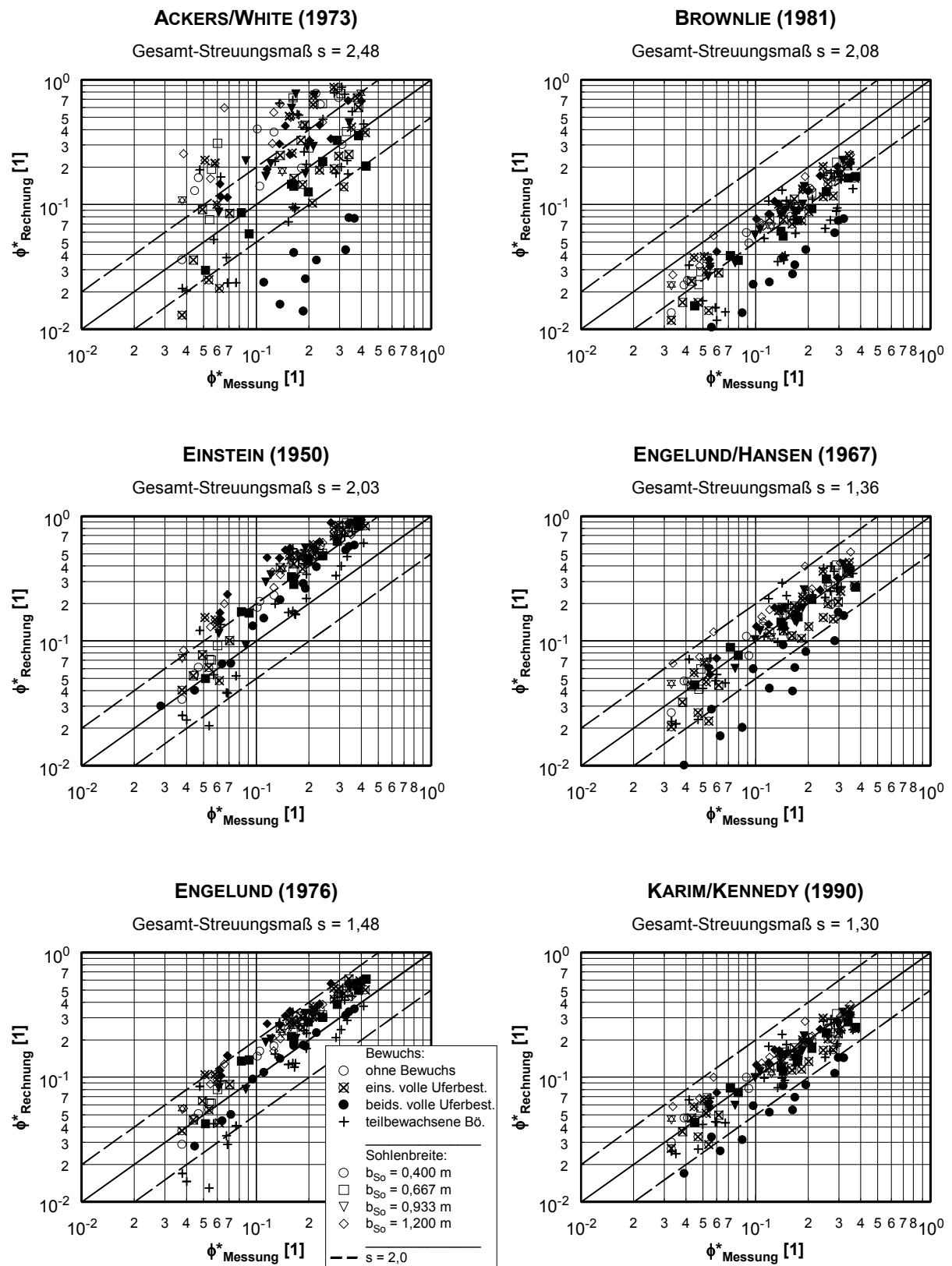


Abb. 5.21: Versuche mit beweglicher Sohle: Gemessener und berechneter Geschiebetransport (a)

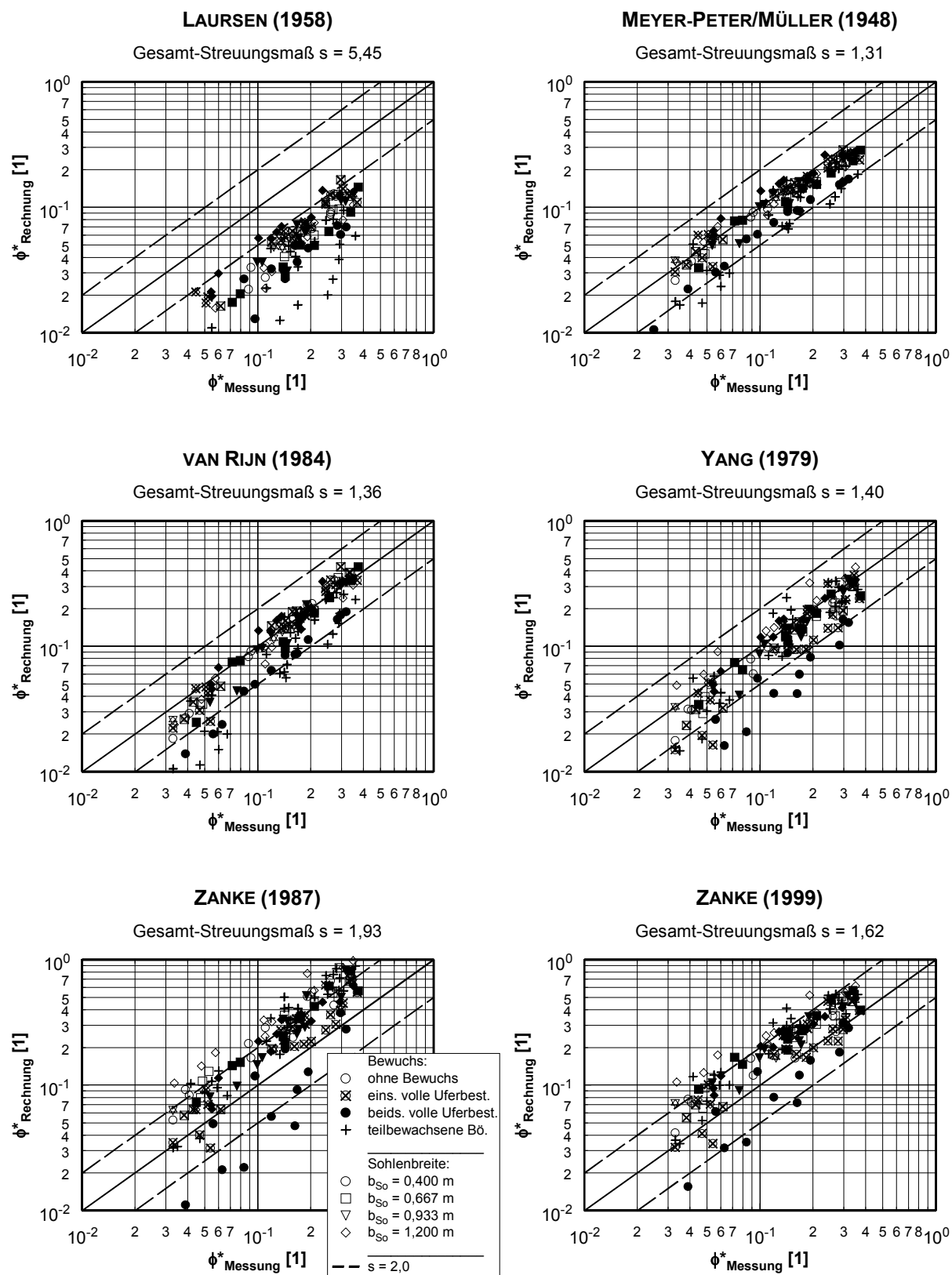


Abb. 5.22: Versuche mit beweglicher Sohle: Gemessener und berechneter Geschiebetransport (b)

Transportansatz nach (geordnet nach der Genauigkeit der Berechnungen)	Gesamt-/ Geschiebetransport	Versuche ohne Bewuchs		Versuche mit Bewuchs	
		mittlere Abweichung [%]	Streuungsmaß s [1]	mittlere Abweichung [%]	Streuungsmaß s [1]
KARIM/KENNEDY (1990)	Gesamttransp.	+7,5	1,17	-14	1,35
MEYER-PETER/MÜLLER (1948)	Geschiebetr.	-12,8	1,18	-19	1,36
ENGELUND/HANSEN (1967)	Gesamttransp.	+22	1,31	-5,9	1,38
VAN RIJN (1984)	Geschiebetr.	-9,2	1,20	-18	1,42
YANG (1979)	Gesamttransp.	-4,9	1,26	-21	1,45
ENGELUND (1976)	Geschiebetr.	+41	1,41	+32	1,50
ZANKE (1999)	Geschiebetr.	+77	1,71	+48	1,59
ZANKE (1987)	Geschiebetr.	+139	2,32	+67	1,82
EINSTEIN (1950)	Geschiebetr.	+114	2,07	+106	2,02
BROWNLIE (1981)	Gesamttransp.	-36	1,59	-51	2,29
ACKERS/WHITE (1973)	Gesamttransp.	-225	2,85	+40	2,37
EINSTEIN/BROWN (1950)	Gesamttransp.	+606	6,22	+504	5,17
LAURSEN (1958)	Gesamttransp.	-74	5,23	-72	5,52
PERNECKER/VOLLMERS (1965)	Gesamttransp.	+784	8,03	+651	6,43

Tab. 5.5: Abweichungen und Streuungsmaße der Transportberechnung der Versuche mit und ohne Bewuchs

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß mit den bisherigen Ergebnissen keine generelle Aussage getroffen werden kann, ob Ansätze,

- die den Geschiebe- oder den Gesamttransport erfassen,
- die auf kornbezogenen Schubspannungen oder Gesamtschubspannungen basieren,

den veränderten Geschiebetransport infolge des Uferbewuchses besser erfassen.

5.3.4 Erweiterung der bestehenden Ansätze

5.3.4.1 Vorbemerkungen

Im folgenden wurden durch die Ergebnisse der hydraulischen Berechnungen (h , I , R_{S0} , R_K , Fr_{S0}^* , Fr_K^*) Ausgleichsfunktionen in Abhängigkeit der Feststofftransportzahl ϕ^* gelegt und die weiteren Analysen mit den Ausgleichswerten durchgeführt. Die Ausgleichsfunktionen waren in den durch Messungen abgesicherten Grenzen $0,04 \leq \phi^* \leq 0,32$ gültig. Dieses Vorgehensweise bot folgende Vorteile:

- Mit den Ausgleichsfunktionen konnte für jede beliebige Transportrate im Rahmen des gemessenen Spektrums eine Gegenüberstellung der Versuche mit und ohne Bewuchs durchgeführt werden. So wurde der Einfluß des Bewuchses gemäß Gl. 3.22 separat erfaßt. Maßgebend war bei den Versuchen mit Bewuchs nicht die absolute Abweichung bei der Transportberechnung, sondern die relative Abweichung zu den Verhältnissen ohne Bewuchs.
- Jedem Einzelmeßwert kam eine geringere Gewichtung zu. Ausreißer konnten auf diese Weise besser identifiziert und gegebenenfalls eliminiert werden.
- Für einzelne Versuchsreihen ließ sich wesentlich deutlicher erkennen, ob tendenzielle Abweichungen, z.B. für diverse Transportraten, Bewuchsanordnungen oder Abflußverhältnisse, vorlagen.

Das Verhältnis bzw. die Relation r zwischen gemessener und berechneter Feststofftransportzahl ϕ^* ergibt sich nach Gl. 5.20:

$$r = \frac{\phi^*_{\text{Messung}}}{\phi^*_{\text{Rechnung}}} \quad (5.20)$$

Der Bewuchsbeiwert σ_B wurde aus der Relation der berechneten Feststofftransportzahlen der Versuche mit Bewuchs (unter Vernachlässigung der vegetationsbedingten Makroturbulenzen) und der Versuche ohne Bewuchs berechnet:

$$\sigma_B = \frac{\left(\frac{\phi^*_{\text{Messung}}}{\phi^*_{\text{Rechnung}}} \right)_{\text{mit Bewuchs}}}{\left(\frac{\phi^*_{\text{Messung}}}{\phi^*_{\text{Rechnung}}} \right)_{\text{ohne Bewuchs}}} = \frac{r_{\text{mB}}}{r_{\text{oB}}} \quad (5.21)$$

Für gleiche gemessene Feststofftransportzahlen ϕ^* in den Versuchen mit Bewuchs und den Versuchen ohne Bewuchs vereinfacht sich Gl. 5.21 wie folgt:

$$\sigma_B = \frac{\phi^*_{\text{Rechnung, ohne Bewuchs}}}{\phi^*_{\text{Rechnung, mit Bewuchs}}} = \frac{\phi^*_{\text{R, oB}}}{\phi^*_{\text{R, mB}}} \quad (5.22)$$

Mit Gl. 5.22 wurden die relativen Abweichungen zu den Verhältnissen ohne Bewuchs erfaßt. Bewuchsbeiwerte $\sigma_B > 1$ bedeuteten, daß der Geschiebetransport für Gerinne mit Bewuchs unterschätzt wurde und der Bewuchsbeiwert σ_B den gerechneten Geschiebetransport erhöhte.

5.3.4.2 Versuche ohne Bewuchs

Die beschriebene Vorgehensweise zur Erfassung des Bewuchseinflusses nach Gl. 5.22 ist grundsätzlich mit jedem Transportansatz möglich, unabhängig davon, wie gut der Transportansatz die vorliegenden Versuchsbedingungen für die Versuche ohne Bewuchs erfaßt. Da der Bewuchsbeiwert σ_B gemäß Gl. 5.22 jedoch vom verwendeten Transportansatz abhängig ist, sollte ein Transportansatz gewählt werden, der den Geschiebetransport für die Versuche ohne Bewuchs bereits recht gut erfaßt. Nur mit derartigen Transportansätzen kann davon ausgegangen werden, daß darauf aufbauend auch der Bewuchseinfluß richtig quantifiziert werden kann.

Im folgenden wurden die Basisversuche ohne Bewuchs nochmals detailliert untersucht, um einige geeignete Transportansätze auszuwählen. Hierbei wurden zwei Wege beschritten:

- **Original-Transportansätze:** Von den Original-Ansätzen (Anlage 2) wurden die Verfahren ausgewählt, die für die Versuche ohne Bewuchs gute Berechnungsergebnisse lieferten.
- **Adaptierte Transportansätze:** Die Original-Verfahren wurden geringfügig adaptiert, um eine optimale Übereinstimmung für die vorliegenden Versuchsbedingungen zu schaffen:

Im allgemeinen liegt den Transportansätzen eine physikalisch begründete Modellvorstellung zugrunde, die durch eine Regressionsberechnung anhand diverser, empirischer Koeffizienten an gemessene Versuchs- oder Naturdaten angepaßt wurde. Andere Transportansätze, z.B. der Ansatz von KARIM/KENNEDY (1990), wurden nahezu rein empirisch über Regressionsberechnungen mit großen Datenmengen gewonnen.

Die Adaption der Transportkoeffizienten an die Versuche ohne Bewuchs wurde über eine multiple Regression vorgenommen. Die Adaption gilt nur im Rahmen dieser Arbeit und sollte nicht verallgemeinert werden.

Die Ansätze von EINSTEIN (1950) und ZANKE (1999) sind in ihren Modellvorstellungen einfach aufgebaut. Die Adaption der Koeffizienten ist wegen der vielen Einflußfaktoren jedoch recht aufwendig und bringt keinen nennenswerten Erkenntnisgewinn für die weiteren Untersuchungen. Auch diese beiden Transportansätze werden wie die Ansätze von ACKERS/WHITE (1973), EINSTEIN/BROWN (1950), LAURSEN (1958) und PERNECKER/VOLLMERS (1965) im weiteren nicht mehr verfolgt.

Versuche ohne Bewuchs: Transportberechnung mit Original-Ansätzen

Die Ansätze von ENGELUND/HANSEN (1967) und ZANKE (1987) ließen sich nur unzureichend an die Versuche ohne Bewuchs adaptieren (s.u. und Tab. 5.6) und werden im folgenden nicht weiter betrachtet.

Die gemessenen Feststofftransportzahlen ϕ^* der Versuche ohne Bewuchs wurden von den Ansätzen im Mittel sowohl über- als auch unterschätzt, s. Abb. 5.23 und Tab. 5.6. Mit den Ansätzen von BROWNLIE, KARIM/KENNEDY und YANG zeigte sich eine signifikante Abhängigkeit der Feststofftransportzahlen vom Abfluß. Für kleinere spezifische Abflüsse war das Verhältnis $\phi^*_{\text{Rechnung}}/\phi^*_{\text{Messung}}$ niedriger als für größere Abflüsse. Da für die Versuche ohne Bewuchs die Wasserstände im Vergleich zu den Versuchen mit Bewuchs niedriger waren, deutete dies auf den Einfluß der relativen Rauheit h/d_{ch} hin, s. Gl. 2.46. Insbesondere bei den Versuchen mit der Sohlenbreite $b_{\text{So}} = 0,400 \text{ m}$ lagen die relativen Rauheiten bei etwa $h/d_{50} \approx 150$ und damit im Grenzbereich des Einflusses der relativen Rauheit nach ROTTNER (1959).

Außerdem lag bei vielen Ansätzen scheinbar eine geringe Abhängigkeit von der Sohlenbreite b_{So} vor. Für enge Gerinne wurde das Verhältnis $\phi^*_{\text{Rechnung}}/\phi^*_{\text{Messung}}$ niedriger berechnet als für breitere Gerinne. Da die Wassertiefen bei diesen Versuchen aber verhältnismäßig niedrig waren, können auch diese Differenzen in der relativen Rauheit begründet liegen.

Versuche ohne Bewuchs: Transportberechnung mit adaptierten Ansätzen

Die Koeffizienten der Ansätze wurden mit einer multiplen Regression an die Versuche ohne Bewuchs adaptiert. Die Veränderung der Koeffizienten der acht betrachteten Transportansätze ist in Tab. 5.7 zusammengestellt. Die mittleren Abweichungen und die Streuungsmaße s zwischen berechnetem und gemessenen Geschiebetransport sind in Tab. 5.6 aufgeführt.

Die Koeffizienten der Transportansätze von ENGELUND/HANSEN (1967) und ZANKE (1987) ließen sich im Vergleich zu den sechs verbleibenden Ansätzen nur unzureichend an den gemessenen Geschiebetransport adaptieren. Die mittleren Abweichungen lagen bei beiden Ansätzen noch über 10%; die Streuungsmaße s waren in Relation zu den anderen sechs Ansätzen entsprechend hoch, s. Tab. 5.6. Die Ansätze von ENGELUND/HANSEN (1967) und ZANKE (1987) wurden aus diesem Grund für die weitere Betrachtung ausgeschlossen. Die Darstellung der Transportberechnung in Abb. 5.24 beschränkt sich auf die verbleibenden sechs Ansätze.

Insgesamt konnte nach der Adaption der Geschiebetransport für die Versuche ohne Bewuchs relativ genau berechnet werden. Die größten Abweichungen traten nach dem Ansatz von MEYER-PETER/MÜLLER auf, dort aber auch nur für $\phi^* \lesssim 0,08$ und für kleine spezifische Abflüsse. Ähnliche Abweichungen lagen für die gleichen Randbedingungen auch schon für die Transportberechnung mit dem Original-Ansatz vor. Im allgemeinen war bei allen Transportansätzen für kleine Feststofftransportzahlen das Verhältnis $\phi^*_{\text{Rechnung}}/\phi^*_{\text{Messung}}$ geringfügig größer als für große ϕ^* -Werte.

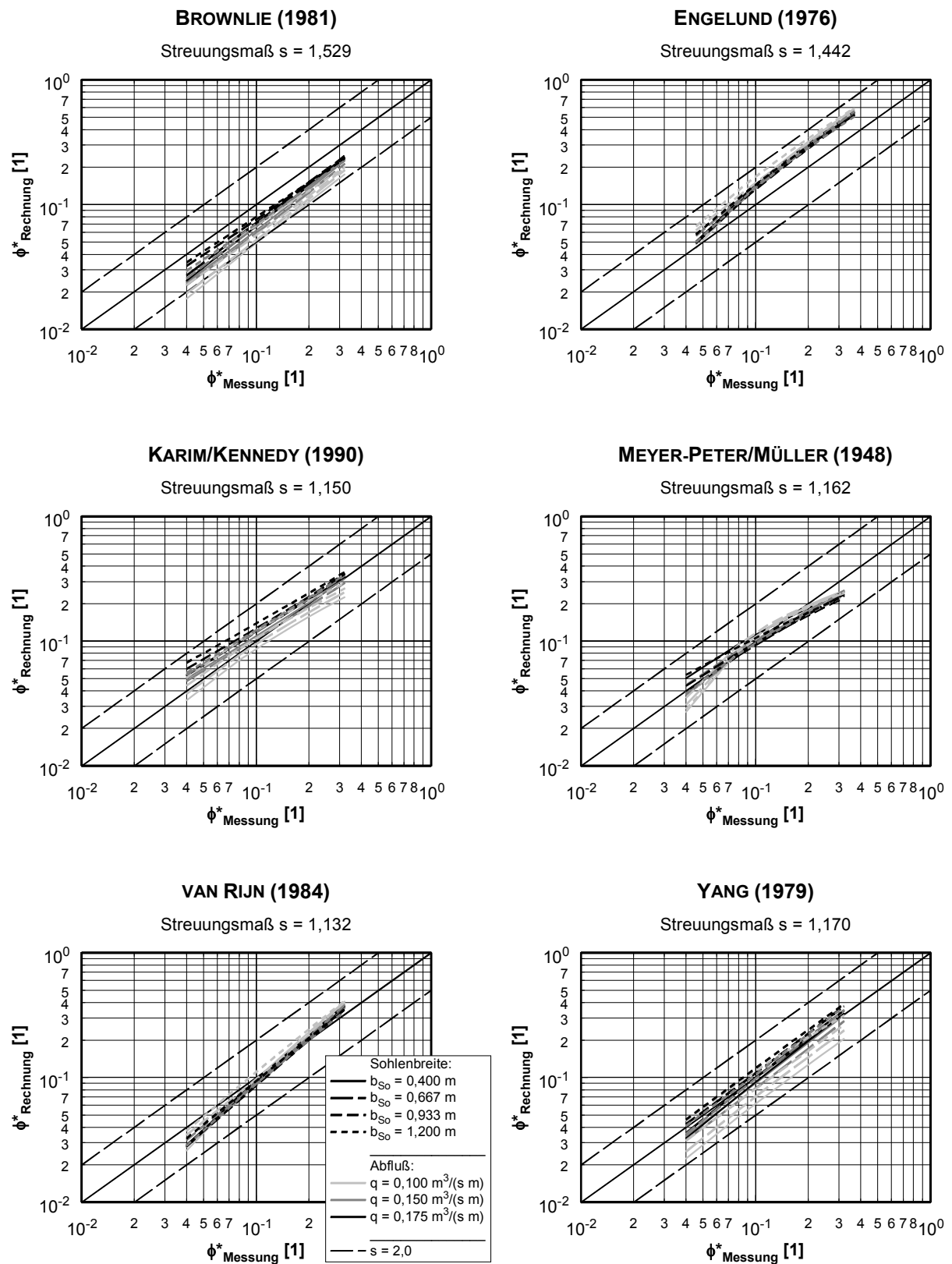


Abb. 5.23: Versuche ohne Bewuchs: Gemessener und berechneter Geschiebetransport (berechnet mit Original-Berechnungsansätzen)

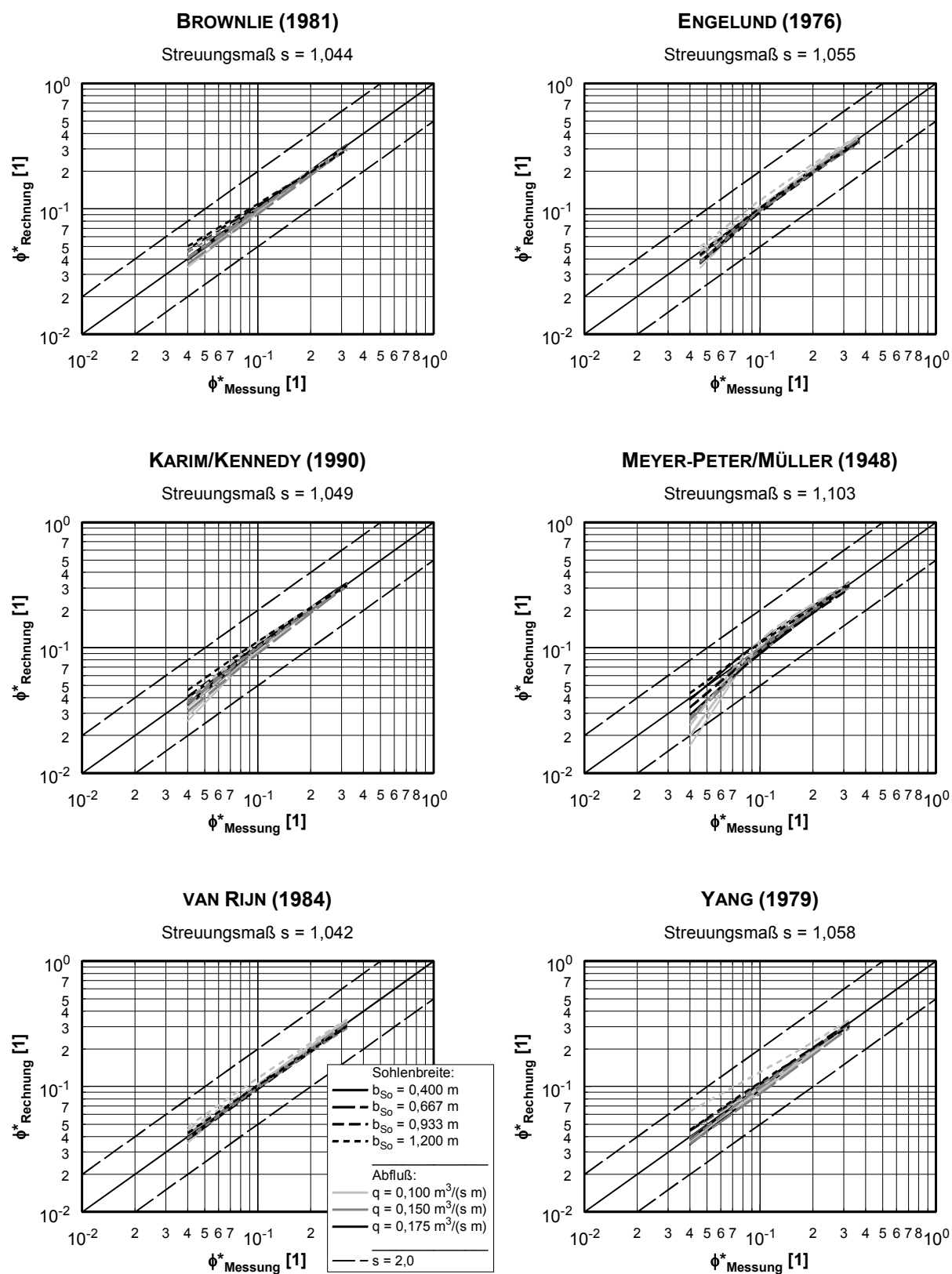


Abb. 5.24: Versuche ohne Bewuchs: Gemessener und berechneter Geschiebetransport (berechnet mit adaptierten Berechnungsansätzen)

Transportansatz (geordnet nach der Genauigkeit der Berechnungen mit den Original-Ansätzen)	Gesamt-/ Geschiebetransport	Original-Ansatz		Adaptierter Ansatz	
		mittlere Abweichung [%]	Streuungsmaß s [1]	mittlere Abweichung [%]	Streuungsmaß s [1]
VAN RIJN (1984)	Geschiebetr.	+1,9	1,132	+0,4	1,042
KARIM/KENNEDY (1990)	Gesamttransp.	+7,1	1,150	-1,2	1,049
MEYER-PETER/MÜLLER (1948)	Geschiebetr.	-9,5	1,162	-3,2	1,103
YANG (1979)	Gesamttransp.	-5,0	1,170	+0,2	1,058
ENGELUND/HANSEN (1967)	Gesamttransp.	22,4	1,288	+12,4	1,213
ENGELUND (1976)	Geschiebetr.	+44,9	1,442	-1,2	1,055
BROWNLIE (1981)	Gesamttransp.	-34,1	1,529	-0,8	1,044
ZANKE (1987)	Geschiebetr.	+151,4	2,472	+10,5	1,168

Tab. 5.6: Abweichungen und Streuungsmaße der Transportberechnung der Versuche ohne Bewuchs mit Original- und adaptierten Transportansätzen

Die Veränderung der Koeffizienten durch die Adaption war sehr unterschiedlich. Im Detail wird dies anhand des Ansatzes von BROWNLIE (1981) kurz und exemplarisch erläutert:

- Der Koeffizient a , der eine lineare Anpassung des berechneten Feststoffgehalts C_{FG} an Meßdaten darstellt, ist nach der Adaption etwa um den Faktor 8 größer als in dem Original-Ansatz von BROWNLIE. Diese erhebliche Änderung resultiert zum einen daraus, daß mit dem Original-Ansatz der Feststoffgehalt bereits um etwa den Faktor 0,5 zu niedrig berechnet wurde und zum anderen werden dadurch Veränderungen in den anderen Termen zur Berechnung des Feststoffgehalts kompensiert (z.B. Energieliniengefälle und relative Rauheit).
- Der Koeffizient b wichtet die antreibenden Kräfte, ausgedrückt in dem Term $(Fr_g - Fr_{g, cr})$, exponentiell. Er bleibt praktisch unverändert. Der kritische Wert zum Bewegungsbeginn $Fr_{g, cr}$ wurde von der Adaption ausgeschlossen, weil er als Systemgröße der Zwei-Phasen-Strömung Wasser-Sediment fest ist und in dieser Arbeit nicht untersucht wurde.
- Der Koeffizient c , der das auftretende Energieliniengefälle berücksichtigt, reduzierte sich zwar deutlich, aber nicht in außergewöhnlichem Maße.
- Der Koeffizient d , der die relative Rauheit R_{s0}/d_{50} wichtet, wurde deutlich kleiner⁴. Mit dieser Änderung wurde der Einfluß der relativen Rauheit, der bei der Berechnung mit dem

⁴ Die relative Rauheit wurde für den Transportansatz von BROWNLIE (1981) mit R_{s0}/d_{50} erfaßt. Vergleichsberechnungen mit h/d_{50} führten im allgemeinen zu schlechteren Ergebnissen. Im Detail kann Anlage 2 entnommen werden, wie die relative Rauheit in den verschiedenen Transportansätzen erfaßt wurde.

Original-Ansatz noch zu signifikanten Abweichungen führte, den Versuchen angepaßt. Die Verkleinerung des Koeffizienten d trug maßgeblich zur Vergrößerung des Koeffizienten a bei, s.o.

Transportansatz		Koeffizienten *						
		Koeff. im Term	Koeff. a [1]	Koeff. b [1]	Koeff. c [1]	Koeff. d [1]	Koeff. e [1]	Koeff. f [1]
BROWNLIE (1981)	original adaptiert	C _{FG}	7115 57873	1,978 1,959	0,6601 0,4248	-0,3301 -0,8899		
ENGELUND/HANSEN (1967)	original adaptiert	ϕ*	0,04 0,02153	2,5 2,036				
ENGELUND (1976)	original adaptiert	ϕ*	5 2,773	0,7 0,4306				
KARIM/KENNEDY (1990)	original adaptiert	log ϕ*	-2,279 -2,345	2,972 2,789	1,060 -2,594	0,299 1,180		
MEYER-PETER/MÜLLER (1948)	orig. adaptiert	ϕ*	8 24,83	1,5 2,075	1,5 1,486	1,5 1,779		
VAN RIJN (1984)	original adaptiert	ϕ*	0,053 0,06275	2,1 1,719	0,3 0,2399			
YANG (1979)	original adaptiert	log C _{FG}	5,165 5,141	-0,153 -0,165	-0,297 -3,450	1,780 1,917	-0,360 -0,292	-0,480 -1,022
ZANKE (1987)	original adaptiert	ϕ*, s v _F	0,04 0,0756	3 1,774				
) Die Koeffizienten beziehen sich auf die Formeln gemäß Anlage 2. Die in dieser Tabelle aufgeführten Koeffizienten treten in den Transportansätzen in Anlage 2 in der hier angegebenen Reihenfolge in dem jeweiligen Formel-Term auf (z.B. MEYER-PETER/MÜLLER: Koeff. b gilt für den Term Fr _{so} [] und der Koeff. c für den Term (k _{St} / k _{St,K}).								

Tab. 5.7: Koeffizienten der Original- und der adaptierten Transportansätze

Insgesamt war festzustellen, daß bei den meisten Transportansätzen, neben einem linearen Anpassungskoeffizienten, der Koeffizient, der die Schubspannungen wichtet, am stärksten angepaßt werden mußte, s. KARIM/KENNEDY, MEYER-PETER/MÜLLER, YANG. Bei dem Ansatz von BROWNLIE war das, entgegen der allgemeinen Tendenz, jedoch nicht der Fall.

Beschränkung auf drei Transportansätze

Mit den Versuchen ohne Bewuchs wurden mehrere Transportansätze auf ihre Eignung für die vorliegenden Versuchsbedingungen untersucht. Der Bewuchseinfluß wurde anhand von drei Ansätzen quantifiziert. Diese Ansätze erfaßten den Geschiebetransport der Versuche ohne Uferbewuchs recht genau und waren unterschiedlich aufgebaut (Geschiebetransport - Gesamt-

transport, kornbezogene - sohlenbezogene Schubspannungen). Eine Beschränkung auf einzelne Ansatz-Typen konnte damit verhindert werden. Folgende Transportansätze wurden zur Ermittlung des Bewuchseinflusses auf den Geschiebetransport festgelegt:

- BROWNLIE (1981): Gesamttransport, $\phi^* = f(\text{Fr}_{\text{so}}^*)$
- MEYER-PETER/MÜLLER (1948): Geschiebetransport, $\phi^* = f(\text{Fr}_{\text{so}}^*)$
- VAN RIJN (1984): Geschiebetransport, $\phi^* = f(\text{Fr}_{\text{K}}^*)$

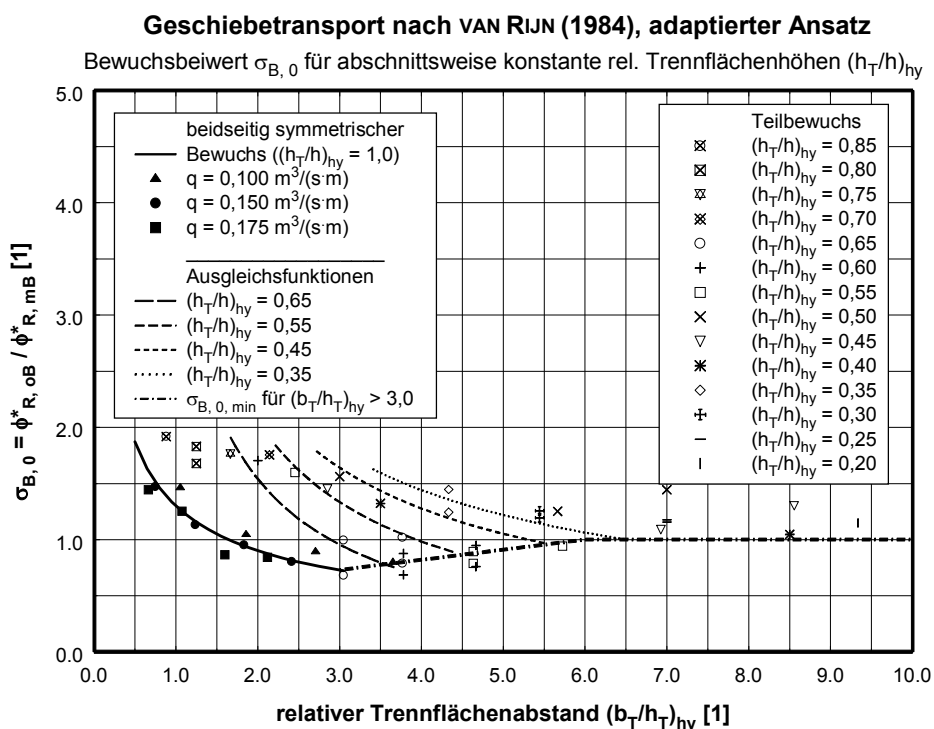
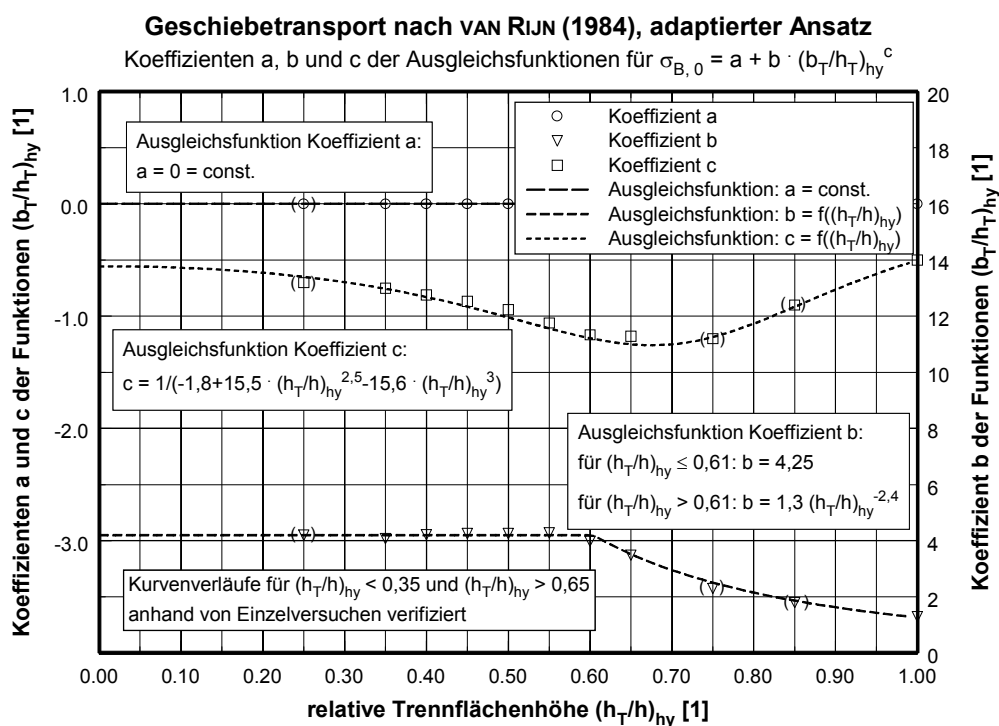
Mit dem Ansatz von MEYER-PETER/MÜLLER (1948) wurde eine der gebräuchlichsten Transportansätze der Ingenieurpraxis berücksichtigt.

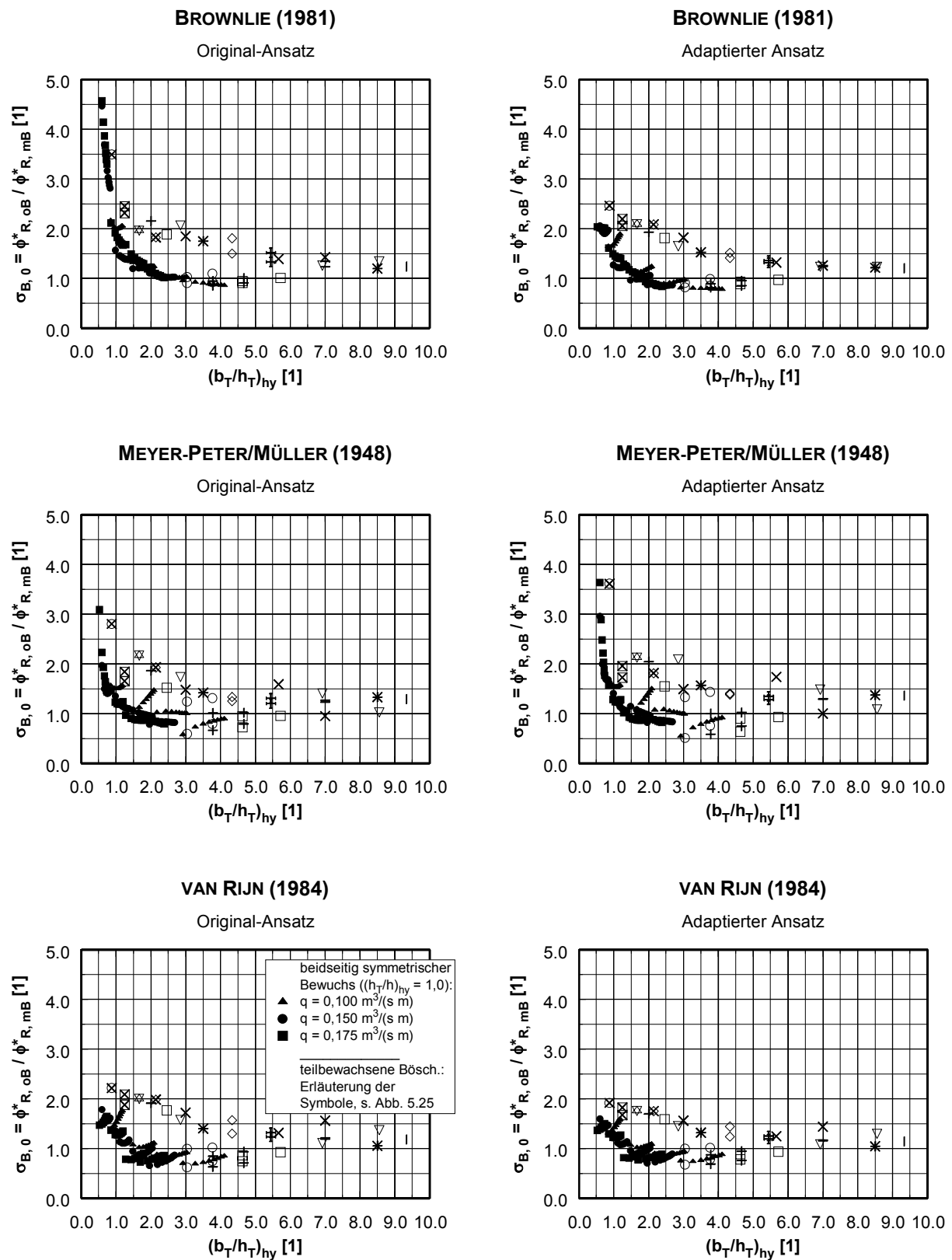
5.3.4.3 Versuche mit beidseitig symmetrischer Uferbestockung zur Variation des relativen Trennflächenabstandes $(b_T/h_T)_{\text{hy}}$ und der relativen Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{\text{hy}}$

Der Einfluß des Uferbewuchses auf den Geschiebetransport ist gemäß der Dimensionsanalyse in Abschnitt 3.3.3 und Gl. 3.20 vom relativen Trennflächenabstand b_T/h_T , von der relativen Trennflächenhöhe h_T/h und vom Bewuchsparameter B abhängig. Mit einem standardisierten Uferbewuchs ($B = 80$) wird die funktionale Abhängigkeit der beiden anderen Π -Parameter bestimmt. Der relative Trennflächenabstand wurde für abschnittsweise konstante, relative Trennflächenhöhen systematisch variiert, s. Abb. 5.25 und 5.26.

Der Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$ ist aufgrund der Auswertesystematik abhängig vom Transportansatz, Gl. 3.20 und 3.22. Um diese Abhängigkeit quantitativ abschätzen zu können, wurden die Berechnungen vergleichend mit drei sehr unterschiedlich aufgebauten Transportansätzen jeweils mit dem Original-Ansatz und dem adaptierten Ansatz durchgeführt (BROWNLIE (1981), MEYER-PETER/MÜLLER (1948) und VAN RIJN (1984)), s. Abb. 5.27.

Die Original-Ansätze bieten den Vorteil, daß sie i.d.R. anhand großer Datenmengen kalibriert wurden und somit weite Anwendungsgrenzen aufweisen. Die Anwendung der adaptierten Berechnungsansätze dagegen ist aufgrund der Adaption auf die vorliegenden Versuchsbedingungen eingeschränkt. Die Veränderung des Geschiebetransports infolge des Uferbewuchses kann mit den adaptierten Ansätzen für diese Randbedingungen dementsprechend gut erfaßt werden. Da vorab nicht abschätzbar war, welche Vorgehensweise besser geeignet sein würde und wie groß die Unterschiede sind, wurden die Bewuchsbeiwerte vergleichend sowohl mit den Original-Ansätzen als auch mit den adaptierten Transportansätzen ermittelt und abschließend einer Wertung unterzogen. Die Vorgehensweise wird am Beispiel des adaptierten Ansatzes von VAN RIJN (1984) exemplarisch erläutert; für die anderen Transportansätze werden nur die wesentlichen Ergebnisse vorgestellt.

Abb. 5.25: Geschiebetransport nach VAN RIJN (1984), adapt. Ansatz: Kurvenscharen für konst. $(h_T/h)_{hy}$ Abb. 5.26: Geschiebetransport nach VAN RIJN (1984), adapt. Ansatz: Koeffizienten a, b und $c = f((h_T/h)_{hy})$

Abb. 5.27: Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$ für beidseitig symmetrischen Uferbewuchs

In Abb. 5.25 und 5.26 sind die Bewuchsbeiwerte $\sigma_{B,0}$ gemäß Gl. 5.22 in Abhängigkeit der relativen Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{hy}$ aufgetragen. Für die anderen verbleibenden Transportansätze (Original- sowie adaptierte Ansätze) sind die Bewuchsbeiwerte in Abb. 5.27 dargestellt. Werte $\sigma_{B,0} > 1,0$ bedeuten, daß der Geschiebetransport für die Versuche mit Bewuchs zu niedrig berechnet wurde und um den Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$ erhöht werden muß.

Insgesamt war bei allen Transportansätzen ein ähnlicher Verlauf der Bewuchsbeiwerte $\sigma_{B,0}$ festzustellen, s. Abb. 5.27. Für enge Gewässer mit relativen Trennflächenabständen $(b_T/h_T)_{hy} \leq 1,5$ bis 2,0 wurde der Geschiebetransport z.T. erheblich unterschätzt; nach dem Original-Ansatz von BROWNLIE (1981) im Extremfall um bis zu 350%. Für größere relative Trennflächenabstände $(b_T/h_T)_{hy}$ wurde der Geschiebetransport in Abhängigkeit der relativen Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{hy}$ geringfügig (bis ca. 25%) zu hoch berechnet, d.h. auch die Sohlenschubspannungen haben sich in den Versuchen mit Bewuchs gegenüber den Versuchen ohne Bewuchs erhöht. Da dies bei zahlreichen Versuchen beobachtet wurde, konnten Ausreißer ausgeschlossen werden. EILERS (1990) hat in seinen Versuchen mit Uferbewuchs und einer Kunststoffgranulat-Sohle ebenfalls festgestellt, daß sich die Sohlenschubspannungen in Versuchen mit Bewuchs erhöhen. NEGRAßUS (1995), der den Einfluß von starrem, durchströmten Bewuchs auf der Gewässersohle auf den Geschiebetransport untersucht hat, ermittelte in den Versuchen mit Bewuchs z.T. kleinere, z.T. aber auch größere Transportraten.

Die Ursache für die z.T. aufgetretene Überschätzung des Geschiebetransports bei den Versuchen mit Bewuchs ist unklar. Am Böschungsfuß bildeten sich aufgrund des intensiven Sohlenangriffs recht tiefe Dünentäler aus, s. Abb. 5.28. Sie führten in diesen Bereichen zu sehr steilen Dünen, vgl. Abschnitt 5.4. In den Dünentälern dieses Bereichs fand neben dem Längstransport ein ausgeprägter Quertransport statt. Bei kleinen relativen Trennflächenabständen konnte sich aufgrund der Enge der Quertransport nur eingeschränkt entfalten. Die Folge bei den Versuchen mit $b_{so} = 0,400$ m und voller Uferbestockung war eine kleine Längswulst in Rinnenmitte, s. Abb. 5.28 oben links und Anlage 6 (Versuch *S040b77Q060m12*).

Für teilbewachsene Böschungen oder breitere Gerinne (größere relative Trennflächenabstände) kam es zu einer außermittigen Längswulst oder zu alternierend quergeneigten Dünentälern, s. Abb. 5.28 unten links und Anlage 6 (Versuche *S040b44Q060m21*, *S040b66Q060m15* und *S067b77Q100m23*). Bei breiteren Gewässern beschränkten sich die tiefen Dünentäler mit dem Quertransport dagegen auf den bewuchsnahen Bereich der Gewässersohle, s. Abb. 5.28 rechts. Dazwischen lag die Sohle im Bereich der Dünentäler überdurchschnittlich hoch. Die Dünen waren demzufolge nahe der Rinnenachse vergleichsweise flach ausgebildet, vgl. Abschnitt 5.4.

Auf den Dünenkämmen war kein nennenswerter Quertransport zu beobachten; es dominierte der Geschiebelängstransport. Der Quertransport, der Ausdruck von intensiven Sekundärströmungen ist, kann bei breiten Gewässern die Ursache für die Überschätzung des Geschiebetransports sein.

Für eine genauere versuchstechnische Analyse dieses Phänomens sind zum einen detaillierte Geschwindigkeits- und Turbulenzmessungen erforderlich und zum anderen müßten die Transportphänomene (Transportmechanismen, -wege und -mengen) genauer quantifiziert werden. Derartige sedimentologische Messungen können derzeit noch nicht realisiert werden, wären aber mit PIV-Methoden (Particle Image Velocimetry) denkbar.

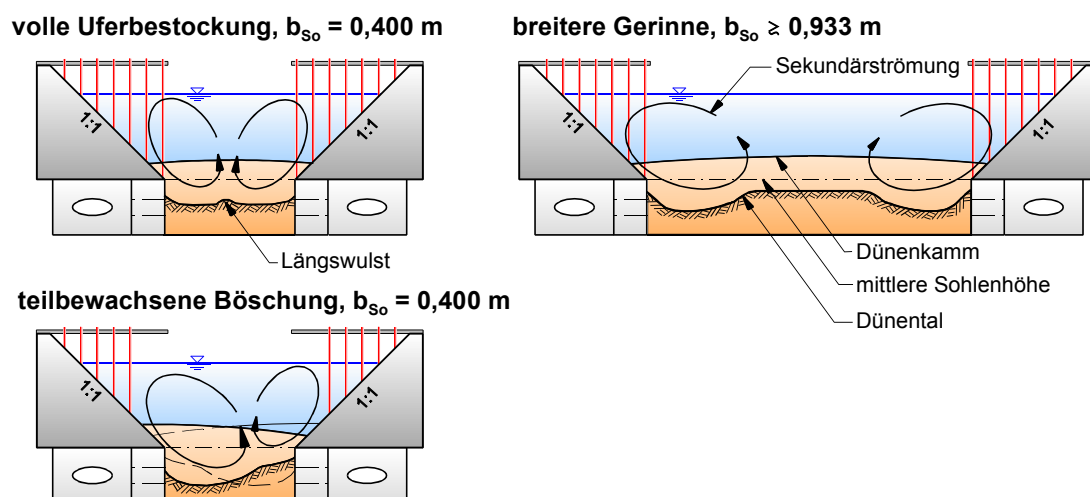


Abb. 5.28: Prinzipiskizze des Sohlenquerprofils infolge der vegetationsbedingten Makroturbulenz

Der Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$ in Abb. 5.25 ist für die volle Uferbestockung ($(h_T/h)_{hy} = 1,0$) für einen mittleren Geschiebetransport von $\phi^* = 0,18$ dargestellt. Für die drei untersuchten spezifischen Abflüsse ergaben sich demzufolge drei Symbole je untersuchter Sohlenbreite. Für die anderen relativen Trennflächenhöhen variierten die Feststofftransportzahlen zwischen den gemessenen Werten $0,04 \leq \phi^* \leq 0,32$.

Für die Versuche mit voller Uferbestockung lag eine Vielzahl von Messungen vor. Anhand dieser Versuche wurde der funktionale Zusammenhang zwischen dem Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$ und dem relativen Trennflächenabstand $(b_T/h_T)_{hy}$ ermittelt. Er konnte mit einem Potenzansatz gemäß Gl. 5.23 beschrieben werden:

$$\sigma_{B,0} = a + b \left((b_T/h_T)_{hy} \right)^c \quad (5.23)$$

Aufgrund der Versuchsbedingungen lagen für teilbewachsene Böschungen mit $(h_T/h)_{hy} < 1,0$ wesentlich weniger Werte vor als für eine volle Uferbestockung. Dies galt insbesondere für die Bereiche $(h_T/h)_{hy} < 0,35$ und $(h_T/h)_{hy} > 0,65$. Mit abnehmender relativer Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{hy}$ wurde der Einfluß des Bewuchses auf den Geschiebetransport geringer und führte zu zunehmend größeren Streuungen der Meßwerte. Aus diesem Grund wurde angenommen, daß

der Potenzansatz in Gl. 5.23 mit veränderten Koeffizienten auch auf andere relative Trennflächenhöhen übertragbar werden kann. Damit konnten auch für diese Bereiche die Koeffizienten von Gl. 5.23 für veränderliche relative Trennflächenhöhen ermittelt werden, s. Abb. 5.26.

Der Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$ strebt mit dem gewählten Potenzansatz in Gl. 5.23 für große relative Trennflächenabstände $(b_T/h_T)_{hy}$ und dem vorliegenden negativen Exponent asymptotisch gegen den Grenzwert a . In der Natur geht der Einfluß des Uferbewuchses für zunehmend breitere Gerinne immer weiter zurück; der Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$ läuft gegen eins. Dieser Zusammenhang würde mit Gl. 5.23 nur erfaßt, wenn der Koeffizient $a = 1,0$ ist. Da dieses nicht der Fall war, ergab sich für relative Trennflächenabstände $(b_T/h_T)_{hy} \geq 3$ eine untere Schranke des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B,0}$.

In Abb. 5.26 sind formelmäßig die von der relativen Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{hy}$ abhängigen Koeffizienten der Gl. 5.23 für den adaptierten Ansatz von VAN RIJN (1984) dargestellt. In Tab. 5.8 sind zusammenfassend die Koeffizienten aller betrachteten Ansätze aufgeführt.

Ergänzende Erkenntnisse

In den Versuchen mit voller Uferbestockung $((h_T/h)_{hy} = 1,0)$ wurde der relative Trennflächenabstand $(b_T/h_T)_{hy}$ durch unterschiedliche Wassertiefen ($h = h_T$) bei jeweils konstantem Abfluß variiert. Der sich mit dem Wasserstand ändernde Geschiebetransport wurde für alle drei spezifischen Abflüsse zwischen den Feststofftransportzahlen $0,04 \leq \phi^* \leq 0,32$ untersucht. Da die Versuchsauswertung mit Ausgleichsfunktionen durch die Meßwerte durchgeführt wurde, ergab sich in Abb. 5.27 für eine beidseitig volle Uferbestockung je spezifischem Abfluß eine Symbolkette, die die Variation des Geschiebetransports widerspiegelt (dargestellt in den Grenzen der Meßwerte zwischen $0,04 \leq \phi^* \leq 0,32$ in Intervallen von $\Delta \phi^* = 0,04$). Anhand dieser Ergebnisse für eine volle Uferbestockung ergaben sich noch folgende weitere Zusammenhänge:

- Für einige der betrachteten Transportansätze trat eine Abhängigkeit des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B,0}$ vom Abfluß bzw. von der relativen Rauheit h/d_{ch} auf. Während für den Ansatz von MEYER-PETER/MÜLLER (1948) besonders für kleine Abflüsse ($q = 0,100 \text{ m}^3/(\text{s m})$) und bei relativ niedrigen Wassertiefen die Bewuchsbeiwerte verhältnismäßig groß waren, lag nach BROWNLIE (1981), insbesondere mit dem Original-Ansatz, praktisch keine Abhängigkeit von der relativen Rauheit vor. Nach VAN RIJN (1984) war diese Abhängigkeit im Vergleich zum Ansatz von MEYER-PETER/MÜLLER (1948) nur gering.
- Mit dem Ansatz von VAN RIJN (1984) trat zusätzlich noch eine Abhängigkeit des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B,0}$ vom Geschiebetransport ϕ^* auf. Im Bereich der durchgeführten Versuche zwischen $0,04 \leq \phi^* \leq 0,32$ war der Einfluß des Geschiebetransports im Verhältnis zur Abhängigkeit vom relativen Trennflächenabstand $(b_T/h_T)_{hy}$ aber vergleichsweise gering.

BROWNLIE (1981), Original-Ansatz:		
$a = 0,80 (h_T/h)_{hy} \quad (5.24)$	für $(h_T/h)_{hy} \leq 0,54$: $b = 4,2 + 3,4 (h_T/h)_{hy}$ für $(h_T/h)_{hy} > 0,54$: $b = 1,3 (h_T/h)_{hy}^{-2,5} \quad (5.25)$	für $(h_T/h)_{hy} \leq 0,35$: $c = -0,52 - 1,0 (h_T/h)_{hy}$ für $(h_T/h)_{hy} > 0,35$: $c = -2,7 + 0,64 (h_T/h)_{hy}^{-1,0} \quad (5.26)$
Grenzwert: für $3,0 \leq (b_T/h_T)_{hy} \leq 6,0$: $\sigma_{B,0, \min} = 0,868 + 0,022 (b_T/h_T)_{hy}$ für $(b_T/h_T)_{hy} > 6,0$: $\sigma_{B,0, \min} = 1,0 \quad (5.27)$		
BROWNLIE (1981), adaptierter Ansatz:		
$a = 0 = \text{const.} \quad (5.28)$	für $(h_T/h)_{hy} \leq 0,55$: $b = 6,0$ für $(h_T/h)_{hy} > 0,55$: $b = 1,5 (h_T/h)_{hy}^{-2,3} \quad (5.29)$	$c = 1 / (-1,4 + 10,1 (h_T/h)_{hy}^{2,5} - 10,4 (h_T/h)_{hy}^3) \quad (5.30)$
Grenzwert: für $3,0 \leq (b_T/h_T)_{hy} \leq 6,0$: $\sigma_{B,0, \min} = 0,572 + 0,071 (b_T/h_T)_{hy}$ für $(b_T/h_T)_{hy} > 6,0$: $\sigma_{B,0, \min} = 1,0 \quad (5.31)$		
MEYER-PETER/MÜLLER (1948), Original-Ansatz:		
$a = 0,75 (h_T/h)_{hy} \quad (5.32)$	für $(h_T/h)_{hy} \leq 0,35$: $b = 7,7$ für $(h_T/h)_{hy} > 0,35$: $b = 11,6 - 11,1 (h_T/h)_{hy} \quad (5.33)$	für $(h_T/h)_{hy} \leq 0,35$: $c = -0,687 - 1,5 (h_T/h)_{hy}$ für $(h_T/h)_{hy} > 0,35$: $c = -2,8 + 0,98 (h_T/h)_{hy}^{-0,46} \quad (5.34)$
Grenzwert: für $3,0 \leq (b_T/h_T)_{hy} \leq 6,0$: $\sigma_{B,0, \min} = 0,634 + 0,061 (b_T/h_T)_{hy}$ für $(b_T/h_T)_{hy} > 6,0$: $\sigma_{B,0, \min} = 1,0 \quad (5.35)$		
MEYER-PETER/MÜLLER (1948), adaptierter Ansatz:		
$a = 0,85 (h_T/h)_{hy} \quad (5.36)$	$b = 9,0 - 8,7 (h_T/h)_{hy}^2 \quad (5.37)$	$c = -0,79 - 2,9 (h_T/h)_{hy}^2 \quad (5.38)$
Grenzwert: für $3,0 \leq (b_T/h_T)_{hy} \leq 6,0$: $\sigma_{B,0, \min} = 0,712 + 0,048 (b_T/h_T)_{hy}$ für $(b_T/h_T)_{hy} > 6,0$: $\sigma_{B,0, \min} = 1,0 \quad (5.39)$		
VAN RIJN (1984), Original-Ansatz:		
$a = 0 = \text{const.} \quad (5.40)$	für $(h_T/h)_{hy} \leq 0,65$: $b = 4,25$ für $(h_T/h)_{hy} > 0,65$: $b = 1,3 (h_T/h)_{hy}^{-2,7} \quad (5.41)$	$c = 1 / (-1,9 + 17,3 (h_T/h)_{hy}^{2,5} - 17,3 (h_T/h)_{hy}^3) \quad (5.42)$
Grenzwert: für $3,0 \leq (b_T/h_T)_{hy} \leq 6,0$: $\sigma_{B,0, \min} = 0,460 + 0,090 (b_T/h_T)_{hy}$ für $(b_T/h_T)_{hy} > 6,0$: $\sigma_{B,0, \min} = 1,0 \quad (5.43)$		
VAN RIJN (1984), adaptierter Ansatz:		
$a = 0 = \text{const.} \quad (5.44)$	für $(h_T/h)_{hy} \leq 0,61$: $b = 4,25$ für $(h_T/h)_{hy} > 0,61$: $b = 1,3 (h_T/h)_{hy}^{-2,4} \quad (5.45)$	$c = 1 / (-1,8 + 15,5 (h_T/h)_{hy}^{2,5} - 15,6 (h_T/h)_{hy}^3) \quad (5.46)$
Grenzwert: für $3,0 \leq (b_T/h_T)_{hy} \leq 6,0$: $\sigma_{B,0, \min} = 0,460 + 0,090 (b_T/h_T)_{hy}$ für $(b_T/h_T)_{hy} > 6,0$: $\sigma_{B,0, \min} = 1,0 \quad (5.47)$		

Tab. 5.8: Koeffizienten a, b und c der Ausgleichsfunktionen für den Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$

Sowohl die Abhängigkeit des Korrekturbeiwertes $\sigma_{B,0}$ von der relativen Rauheit als auch vom Geschiebetransport sind im Zusammenhang mit dem jeweiligen Transportansatz zu sehen.

Die von ROTTNER (1959) angegebene Grenze von $h/d_{ch} \approx 100$ bis 200 für den Einfluß der relativen Rauheit gilt für Strömungsverhältnisse ohne besondere Uferbeeinflüsse. Aufgrund der veränderten Turbulenzstruktur in Gerinnen mit Uferbewuchs wirkt sich dieser Einfluß offenbar auch noch bei größeren Wassertiefen aus. Im Transportansatz von BROWNLIE (1981) ist explizit ein Term zur Berücksichtigung der relativen Rauheit enthalten. Während für die Versuche ohne Bewuchs mit dem Original-Transportansatz von BROWNLIE eine Abhängigkeit des Geschiebetransports von der relativen Rauheit festgestellt wurde, spiegelte sie sich in den Versuchen mit Bewuchs nicht mehr wider. Sie wurde offenbar bei den Versuchen durch den Bewuchseinfluß kompensiert. Mit dem adaptierten Ansatz von BROWNLIE war der Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$ bei niedrigen Wassertiefen geringfügig von der relativen Rauheit abhängig.

Im Transport-Ansatz von MEYER-PETER/MÜLLER (1948) wird die relative Rauheit nicht formelmäßig berücksichtigt, bei VAN RIJN (1948) nur bei der Berechnung der transportwirksamen kornbezogenen Sohlenschubspannungen $v_{0,K}^*$. Für beide Ansätze trat bei den Bewuchsbeiwerten sowohl für die Original- wie auch für die adaptierten Ansätze ein Einfluß der relativen Rauheit auf.

Beide oben genannten Aspekte (Einfluß der relativen Rauheit und Transportabhängigkeit der Bewuchsbeiwerte $\sigma_{B,0}$) wurden nicht gesondert im Rahmen dieser Arbeit untersucht. Der Einfluß war im Vergleich zur Bedeutung der untersuchten Parameter relativer Trennflächenabstand und relative Trennflächenhöhe verhältnismäßig gering und wurde demzufolge nicht gesondert im Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$ berücksichtigt.

5.3.4.4 Versuche mit einseitiger Uferbestockung

Die Versuche mit einseitiger Uferbestockung dienten zur Übertragung der Bewuchsbeiwerte $\sigma_{B,0}$ auf einseitige und darauf aufbauend auf beliebige Bewuchsanordnungen. Die Versuche wurden mit dem standardisierten Bewuchs ($B = 80$) mit voller Uferbestockung durchgeführt. Da der Bewuchseinfluß für einseitig teilbewachsene Böschungen immer geringer wurde, war er in den Versuchen bei den in sedimentologischen Experimenten vorliegenden Streuungen nicht mehr ausreichend genau quantifizierbar. Die Übertragbarkeit der Ergebnisse wurde im Rahmen dieser Arbeit angenommen, da die Ursache für den Einfluß auf den Geschiebetransport, nämlich die vegetationsbedingten Makroturbulenzen, für beidseitigen und einseitigen Uferbewuchs identisch ist. Analog zu den hydraulischen Untersuchungen zum Geometrieinfluß auf den Trennflächenwiderstand wurde die Übertragungsfunktion derart gewählt, daß ein linearer Term

eine Übertragung der Ergebnisse für beidseitigen Bewuchs auf beliebige Bewuchsanordnungen im Querschnitt ermöglicht.

In Abb. 5.29 sind die Beiwerte $\sigma_{B,0}$ für einseitigen Bewuchs für die drei untersuchten Transportansätze (Original-Ansätze und adaptierte Ansätze) in Abhängigkeit des relativen Trennflächenabstandes $(b_T/h_T)_{hy}$ dargestellt. Für die einseitig volle Uferbestockung ergibt sich die hydraulisch wirksame relative Trennflächenhöhe nach Gl. 3.38 zu $(h_T/h)_{hy} = 0,5$. Der qualitative Verlauf des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B,0}$ war dem Verlauf mit beidseitig symmetrischer Uferbestockung ähnlich. Zum Vergleich ist der Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$ für die beidseitig symmetrische Uferbestockung mit $(h_T/h)_{hy} = 0,5$ ebenfalls in Abb. 5.29 dargestellt.

Für schmale Gerinne mit einem relativen Trennflächenabstand von $(b_T/h_T)_{hy} \lesssim 3,5$ wurde der Geschiebetransport unterschätzt ($\sigma_{B,0} > 1$). Für breitere Gerinne mit $(b_T/h_T)_{hy} \gtrsim 3,5$ wirkte sich die einseitige Uferbestockung nur noch geringfügig aus. Die Bewuchsbeiwerte $\sigma_{B,0}$ waren aber für einen relativen Trennflächenabstand von $(b_T/h_T)_{hy} \lesssim 5,0$ kleiner als sie sich für beidseitig symmetrischen Uferbewuchs ergaben, s. Abb. 5.29 und 5.30.

Die bei beidseitigem Uferbewuchs teilweise beobachtete signifikante Überschätzung des Geschiebetransports ($\sigma_{B,0} < 1$) trat für einseitigen Bewuchs nicht mehr auf. Gleiches galt für die bei beidseitigem Bewuchs z.T. aufgetretenen Abhängigkeiten von der relativen Rauheit h/d_{ch} und von der Feststofftransportzahl ϕ^* .

Aufgrund des ähnlichen Verlaufs des Bewuchsbeiwertes wurde Gl. 5.23 wie folgt erweitert:

$$\sigma_{B,0} = f_T \cdot \left(a + b \left(\frac{b_T}{h_T} \right)_{hy}^c \right) \quad (5.48)$$

Die Transformationsfunktion f_T zur Übertragung auf beliebige Bewuchsanordnungen im Querschnitt wurde gemäß Gl. 5.49 bestimmt:

$$f_T = 1 + f_{eB} \cdot \left(1 - \frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} \right) \quad (5.49)$$

mit: f_{eB} Übertragungsfunktion von symmetrischer Bewuchsanordnung auf einseitigen Bewuchs,

$\left(1 - \frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} \right)$ Term, der einen linearen Übertrag zwischen den beiden Grenzfällen symmetrischer Bewuchs ($(\lambda_T h_T)_{kl} / (\lambda_T h_T)_{gr} = 1$) und einseitiger Bewuchs ($(\lambda_T h_T)_{kl} / (\lambda_T h_T)_{gr} = 0$) bewirkt.

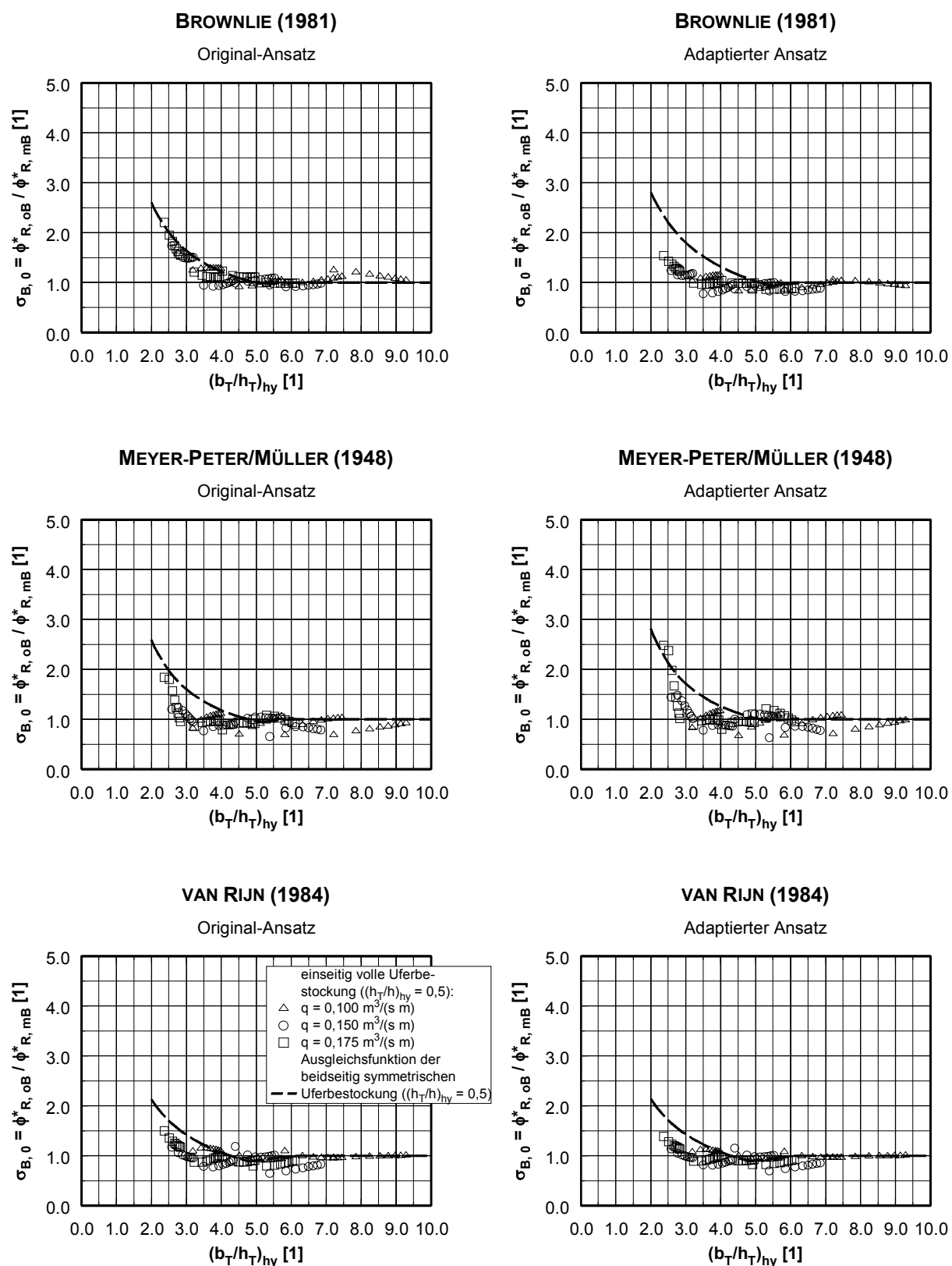
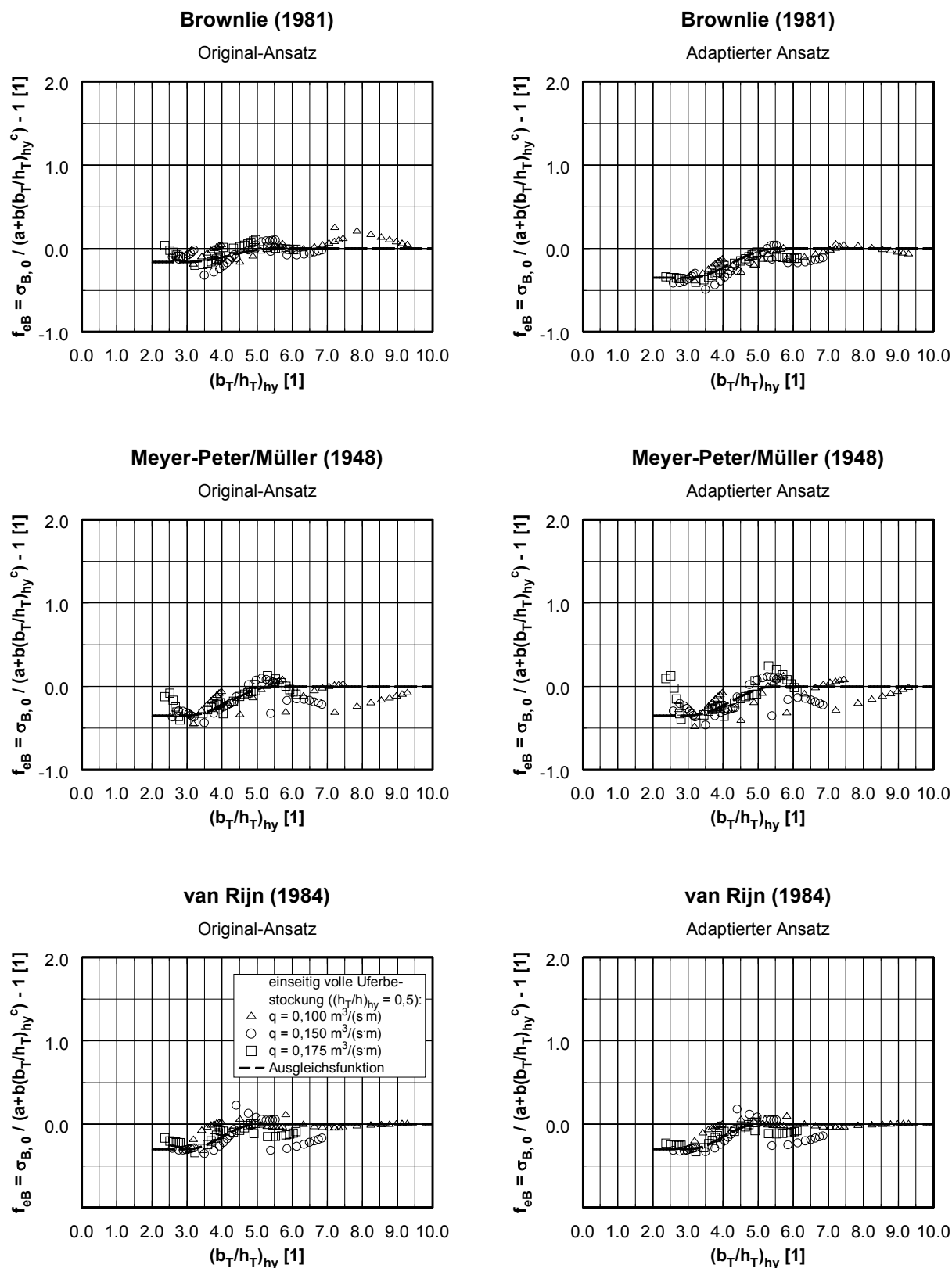


Abb. 5.29: Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$ für einseitig volle Uferbestockung $((h_T/h)_{hy} = 0,5)$

Abb. 5.30: Übertragungsfunktion f_{eB} für einseitig volle Uferbestockung ($(h_T/h)_{hy} = 0,5$)

Die Übertragungsfunktion f_{eB} von beidseitiger auf einseitige Uferbestockung stellte sich für relative Trennflächenabstände $(b_T/h_T)_{hy} \lesssim 3,0$ als Konstante dar; für Abstände $(b_T/h_T)_{hy} \gtrsim 5,0$ lief sie asymptotisch gegen Null. Die Übertragungsfunktion f_{eB} wurde in dem Übergangsbereich mit einer Cosinus-Funktion bestimmt, s. Abb. 5.30:

$$\begin{aligned} f_{eB}((b_T/h_T)_{hy} < a) &= 2c \\ f_{eB}(a \leq (b_T/h_T)_{hy} \leq b) &= c \left(1 + \cos \left[\left((b_T/h_T)_{hy} - a \right) \frac{\pi}{b-a} \right] \right) \\ f_{eB}(b < (b_T/h_T)_{hy}) &= 0 \end{aligned} \quad (5.50)$$

Hinweis: \cos im Bogenmaß gerechnet

Die Koeffizienten der Übertragungsfunktion f_{eB} in Gl. 5.50 können Tabelle 5.9 entnommen werden. Die Unterschiede des Bewuchsbeiwertes für die Original- und die adaptierten Ansätze waren ähnlich gering wie beim beidseitigen Bewuchs.

Transportansatz	Übertragungsfunktion: f_{eB}					
	Original-Ansatz			Adaptierter Ansatz		
	Koeff. a	Koeff. b	Koeff. c	Koeff. a	Koeff. b	Koeff. c
BROWNLIE (1981)	3,0	5,5	-0,080	3,0	5,5	-0,175
MEYER-PETER/MÜLLER (1948)	3,0	5,5	-0,175	3,0	5,5	-0,175
VAN RIJN (1984)	3,0	5,0	-0,150	3,0	5,0	-0,150

Tab. 5.9: Koeffizienten der Übertragungsfunktion f_{eB} für den Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$

5.3.4.5 Versuche mit veränderter Anordnung der Bewuchselemente bzw. Bewuchsdichte

Der Einfluß der Anordnung der Bewuchselemente im Grundriß bzw. der Bewuchsdichte wurde unabhängig von den anderen Π -Parametern b_T/h_T und h_T/h mit den Versuchsergebnissen von EILERS (1990) ermittelt, s. Gl. 3.26. Die Bewuchsdichte wurde im Rahmen dieser Arbeit über den Bewuchsparameter B nach BERTRAM (1985) erfaßt. BERTRAM leitete den Parameter B dimensionsanalytisch her und wies ihn in seinen Versuchen zur Berechnung des Trennflächenwiderstandes experimentell nach.

Die Versuche von EILERS deckten nur eine verhältnismäßig geringe Variation der Bewuchsdichte ab, s.a. Abb. 1.2 und Abb. 5.31. Aus diesem Grund wird vorab anhand einer Grenzwertbetrachtung der grundsätzliche Verlauf des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B,B}$ erörtert.

Grenzwertbetrachtung des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B, B}$

Für den Standardbewuchs mit $a_x = a_z = 5 \text{ cm}$ und $d_p = 1 \text{ cm}$ ($B = 80$) ist der Bewuchsbeiwert $\sigma_{B, B} = 1,0$, weil der Einfluß der anderen Π -Parameter für genau diese Bewuchsverhältnisse ermittelt wurde. Für extrem dichte Bewuchsanordnungen wird $\sigma_{B, B}$ kleiner als 1, da die Makroturbulenzen sich durch den dichten Bewuchs nicht mehr ausbreiten können, vgl. PASCHE (1984). Für pallisadenartigen, vollständig dichten Bewuchs in Längsrichtung (für $a_x = d_p$ wird $B = 0$, rauhe Wandung) erreicht $\sigma_{B, B}$ den Grenzwert $\sigma_{B, B} = 0$, d.h. es liegt kein Einfluß des Uferbewuchses auf den Geschiebetransport mehr vor. Der Bewuchs stellt sich nur noch als rauhe Wand dar, die zwischen Bewuchsquerschnitt und Mittelquerschnitt keine Interaktion mehr zuläßt.

Die Abschätzung des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B, B}$ für große Bewuchsabstände erfolgte im wesentlichen anhand der Geschiebetransport-Untersuchungen von NEGRAßUS (1995) für starren, durchströmten Bewuchs auf der Gewässersohle und anhand der Reichweitenabschätzung von Pfeilerkolken.

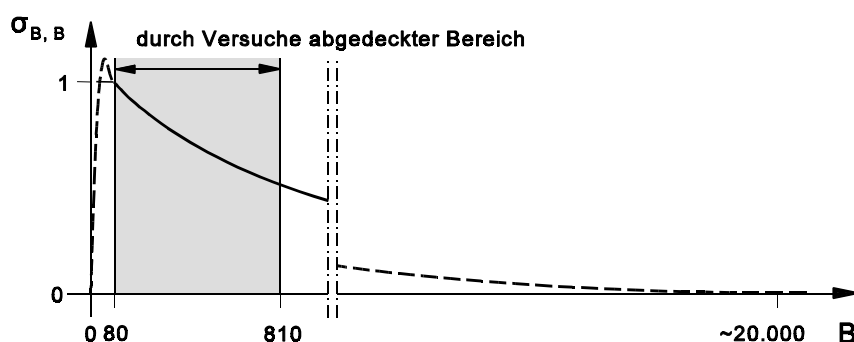


Abb. 5.31: Prinzipieller Verlauf des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B, B}$

NEGRAßUS (1995) stellte für einen relativen Längsabstand von $a_x/d_p \approx 40$ die maximale Beeinflussung des Bewuchses auf den Geschiebetransport fest. Er sieht dies in Übereinstimmung mit den Aussagen von LINDNER (1982) und KNIGHT/MACDONALD (1979) bezgl. der hydraulischen Wirkung von extremen Rauheiten.

LINDNER gibt an, daß das maximale Geschwindigkeitsdefizit Δv_{\max} hinter einem Bewuchselement gegenüber der unbeeinflussten Geschwindigkeit v_∞ bei einem Verhältnis $a_x/d_p > 40$ gegen Null geht, d.h. die Pflanzenelemente beginnen als Einzelelemente zu wirken. KNIGHT/MACDONALD stellten für überströmte Sohlenrauheiten ebenfalls bei einem Verhältnis von $a_x/d_p > 40$ den Übergang zu einzeln wirkenden Rauheitselementen fest.

HOFFMANS/VERHEIJ (1997) ermittelten für zwei aufeinanderfolgende, kreisförmige Pfeiler, daß bei einem Abstand von $a_x/d_p > 16$ kein Einfluß des hinteren Pfeilers mehr auf den Kolk des

vorderen Pfeilers feststellbar ist. DIETZ (1972) hat bei einem Abstand von $a_x/d_p = 25$ zweier Pfeiler immerhin noch eine Differenz der Pfeilerkolktiefe von 25% und damit eine gegenseitige Beeinflussung gemessen. Diese anhand von Pfeilerpaaren ermittelten relativen Längsabstände, bei denen die gegenseitige Beeinflussung vernachlässigt werden kann, sind deutlich geringer als der von NEGRAßUS ermittelte Wert $a_x/d_p \approx 40$. Die Ursache liegt in der noch nicht voll ausgebildeten Turbulenzstruktur begründet. Nach zwei Pfeilern liegen noch nicht die Strömungsverhältnisse einer langen Fließstrecke vor, bei der durchgehend Bewuchselemente als Uferbewuchs vorhanden sind. Einzelelemente weisen zwar ebenfalls einen Einfluß auf den Sedimenttransport auf, es sind aber lokale Erosions- bzw. Kolkerscheinungen. Diese Erosionsformen sind nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit.

LINDNER (1982) stellte bei einem relativen Querabstand von $a_z/d_p > 10$ keine gegenseitige Beeinflussung der Anströmgeschwindigkeit mehr fest, während NEGRAßUS (1995) bei einem Verhältnis von $a_z/d_p \approx 15$ den maximalen Einfluß des Querabstandes auf den Geschiebetransport und damit den Übergang zu einzeln wirkenden Bewuchsreihen ermittelte. HOFFMANS/VERHEIJ (1997) wiesen für $a_z/d_p > 9$ bei einem quer zur Fließrichtung stehenden Pfeilerpaar separate Pfeilerkolke nach, während DIETZ (1972) einen Wert von $a_z/d_p = 5$ bis 7 als Grenzwert für die gegenseitige Beeinflussung anhand von Modellversuchen feststellte. Die Ursache der unterschiedlichen Ergebnisse von LINDNER und NEGRAßUS auf der einen Seite sowie HOFFMANS/VERHEIJ und DIETZ auf der anderen Seite, ist wieder in der unterschiedlichen Turbulenzstruktur bei einem Pfeilerpaar und flächig angeordneten Bewuchselementen im Querschnitt zu suchen.

Die oben genannten Übergangsgrenzen zu einzeln wirkenden Bewuchselementen ergeben Bewuchsparameter von $B \approx 15000$ ($a_x/d_p \approx 40$; $a_z/d_p \approx 10$) bis $B \approx 23000$ ($a_x/d_p \approx 40$; $a_z/d_p \approx 15$). Bei einem Bewuchsparameter von $B \approx 20000$ wird demzufolge der obere Grenzwert des Bewuchsbeiwertes mit $\sigma_{B,B} = 0$ erreicht.

Quantifizierung des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B,B}$ anhand der Versuche von EILERS (1990)

Für den Bewuchsparameter B wird analog zu den Eingangsgrößen $(b_T/h_T)_{hy}$ und $(h_T/h)_{hy}$ ein hydraulisch wirksamer Bewuchsparameter B_{hy} definiert:

$$B_{hy} = B_{\text{dicht}} + (B_{\text{licht}} - B_{\text{dicht}}) \frac{\lambda_{T,\text{licht}}}{\lambda_{T,\text{dicht}} + \lambda_{T,\text{licht}}} \quad (5.51)$$

Die Definition ist erforderlich, da der Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,B}$ den mittleren Einfluß des Uferbewuchses auf den Geschiebetransport erfaßt. Für unterschiedliche Bewuchsdichten auf beiden Ufern erhält man somit eine mittlere, hydraulisch wirksame Bewuchsdichte. Für identische Bewuchsparameter B ($B_{\text{dicht}} = B_{\text{licht}}$) auf beiden Ufern ergibt Gl. 5.51 $B_{hy} = B$.

Der Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,B}$ ergab sich aus der Gegenüberstellung der Bewuchsbeiwerte σ_B aus

den Versuchen mit modifiziertem Bewuchs und den Versuchen mit Standard-Bewuchs, s. Gl. 5.52. Um Versuche mit gleichem gemessenen Geschiebetransport gegenüberstellen zu können, wurden für die Meßwerte von EILERS (1990) analog zu den Versuchen dieser Arbeit Ausgleichsfunktionen ermittelt und damit die entsprechenden Versuche mit gleichem Geschiebetrieb durch Interpolation gewonnen. Die berechneten Bewuchsbeiwerte $\sigma_{B, B}$ sind für die sechs untersuchten Transportansätze in Abb. 5.32 dargestellt.

$$\sigma_{B, B} = \frac{\sigma_{B, \text{modifizierter Bewuch}}}{\sigma_{B, \text{Standard-Bewuchs}}} = \frac{\left(\frac{\phi_M^*}{\phi_R^*} \right)_{\text{mod. Bew.}}}{\left(\frac{\phi_M^*}{\phi_R^*} \right)_{\text{Std.-Bew.}}} = \frac{\phi_{R, \text{Std.-Bew.}}^*}{\phi_{R, \text{mod. Bew.}}^*} \quad (5.52)$$

Für den standardisierten Bewuchs mit $B_{hy} = 80$ ergaben sich nach Gl. 5.52 Bewuchsbeiwerte von $\sigma_{B, B} = 1,0$. Für lichterem Bewuchs mit größeren Bewuchsparametern B_{hy} waren die Bewuchsbeiwerte entsprechend geringer; für dichterem Bewuchs ($B_{hy} < 80$) konnte anhand der Untersuchungen von EILERS (1990) keine quantitative Aussage getroffen werden.

In Abb. 5.32 sind für die Versuchsserien mit $B_{hy} = 405$ und $B_{hy} = 810$ die aus den Ausgleichsfunktionen gewonnenen Bewuchsbeiwerte für unterschiedliche Feststofftransportzahlen ϕ^* als Einzelsymbole aufgetragen (im Bereich der gemessenen Feststofftransportzahlen $0,04 \leq \phi^* \leq 0,32$ mit $\Delta \phi^* = 0,04$). Für kleine Feststofftransportzahlen ϕ^* ergaben sich im allgemeinen geringfügig niedrigere Bewuchsbeiwerte als für große ϕ^* -Werte; nach dem Original-Ansatz von BROWNLIE (1981) war diese Abhängigkeit vom Geschiebetransport etwas ausgeprägter. Für die Bestimmung des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B, B}$ lagen nur wenige Versuche vor. Die wenigen Versuche reichten nicht aus, die sich andeutende Transportabhängigkeit sicher zu quantifizieren.

Gemäß der Grenzwertbetrachtung wurden die Ausgleichsfunktionen für lichte Bewuchsanordnungen (große B_{hy} -Werte) derart extrapoliert, daß für $B_{hy} \approx 20000$ der Bewuchsbeiwert $\sigma_{B, B}$ asymptotisch gegen Null lief und somit kein Einfluß des Uferbewuchses mehr vorlag. Zur Beschreibung des Zusammenhangs wurde eine Exponentialfunktion gemäß Gl. 5.53 verwendet:

$$\sigma_{B, B} = e^{a + b \cdot B_{hy}} \quad (5.53)$$

Die in Abb. 5.32 dargestellten Ausgleichsfunktionen wurden anhand weniger Versuche mit $80 \leq B_{hy} \leq 1000$ bestimmt. Für Bewuchsparameter $1000 \leq B_{hy} \leq 20000$ sind die Bewuchsbeiwerte anhand der Grenzwertbetrachtung extrapoliert. Für Bewuchsparameter $B_{hy} \geq 20000$ wirken die Bewuchselemente als Einzelelemente und führen nur noch zu lokalen Erosionserscheinungen; der Bewuchsbeiwert wird zu $\sigma_{B, B} = 0$. In Tab. 5.10 sind die Koeffizienten der Ausgleichsfunktionen (Gl. 5.53) zusammengestellt.

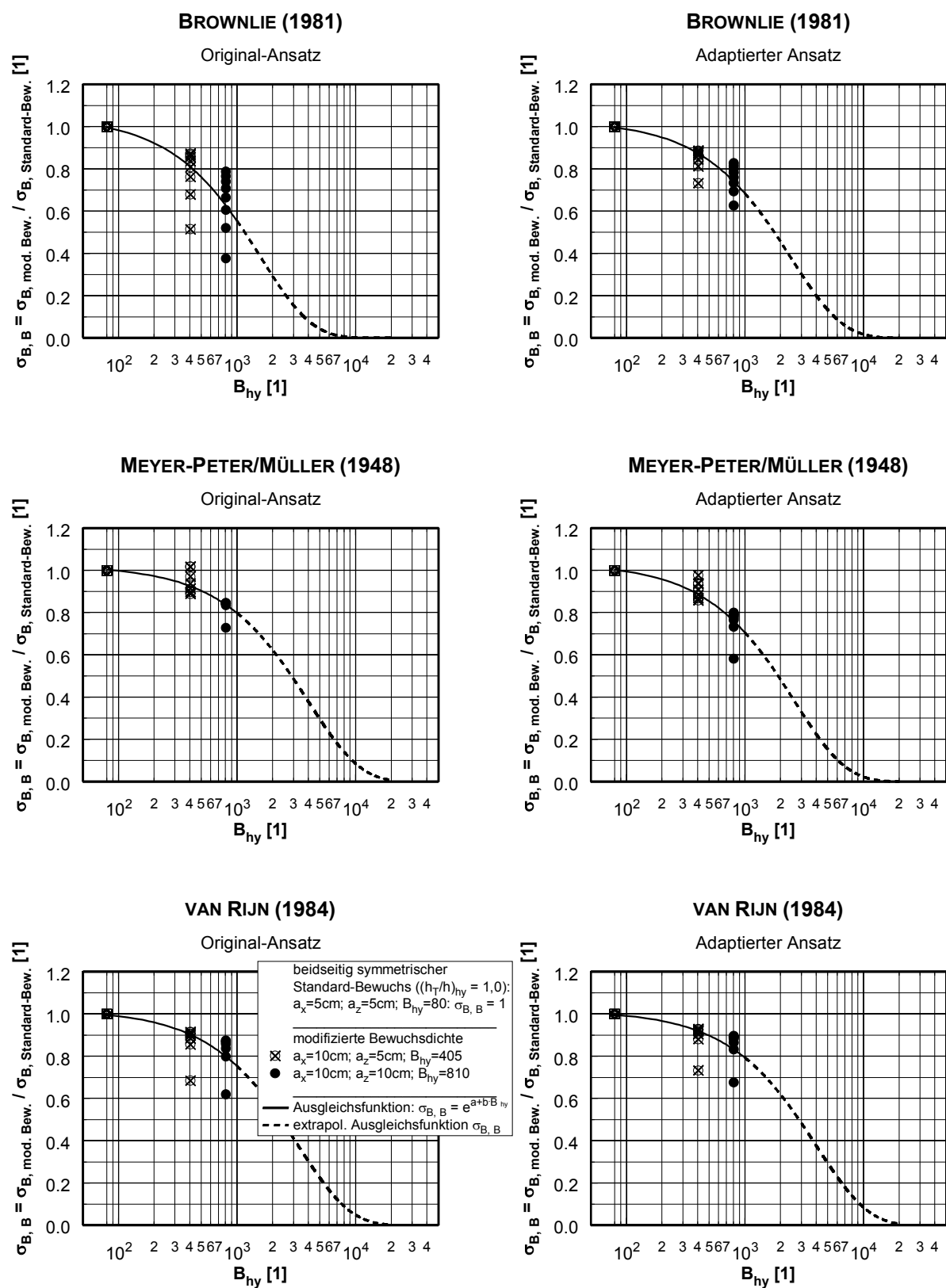


Abb. 5.32: Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,B}$ für beidseitig vollen Uferbewuchs mit veränderter Bewuchsdichte B_{hy}

Transportansatz	Original- /adaptierter Ansatz	Ausgleichsfunktion: $\sigma_{B,B} = e^{a + b \cdot B_{hy}}$	
		Koeffizient a	Koeffizient b
BROWNLIE (1981)	original	0,0470	$-6,38 \cdot 10^{-4}$
	adaptiert	0,0295	$-4,08 \cdot 10^{-4}$
MEYER-PETER/MÜLLER (1948)	original	0,0224	$-2,48 \cdot 10^{-4}$
	adaptiert	0,0330	$-3,81 \cdot 10^{-4}$
VAN RIJN (1984)	original	0,0200	$-3,03 \cdot 10^{-4}$
	adaptiert	0,0162	$-2,48 \cdot 10^{-4}$

Tab. 5.10: Koeffizienten der Ausgleichsfunktion für den Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,B}$

5.3.4.6 Diskussion der ausgewählten Π -Parameter

In der Dimensionsanalyse in Abschnitt 3.2.3 wurde kurz die Auswahl der Π -Parameter zur Diskussion gestellt. Die gewählten Parameter relativer Trennflächenabstand $(b_T/h_T)_{hy}$ und relative Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{hy}$, die die geometrischen Randbedingungen des Gerinnes und des Bewuchses auf den Böschungen beschreiben, schränken die Anwendung des ermittelten Bewuchsbeiwertes σ_B auf Trapezgerinne ein, wie sie in den experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit vorlagen.

Mit der Überlegung, den Einfluß des Uferbewuchses auf den Geschiebetransport möglichst unabhängig von den Versuchsbedingungen zu ermitteln, wurde der Π -Parameter A_T/A_{S0} zur Diskussion gestellt, s. Gl. 3.21.

Der Parameter A_T/A_{S0} geht aus der hydraulischen Berechnung hervor und beschreibt das Flächenverhältnis der Teilflächen, die von der Trennflächenrauheit und der Sohlenrauheit beeinflusst werden. Damit sind alle Einflußgrößen (Geometrie und Bewuchsanordnung) auf den Geschiebetransport berücksichtigt, die in den Ergebnissen der Abschnitte 5.3.4.3 bis 5.3.4.5 separat erfaßt wurden.

In Abb. 5.33 ist der Bewuchsbeiwert σ_B über den Π -Parameter A_T/A_{S0} für die drei in Abschnitt 5.3.4.2 ausgewählten Transportansätze jeweils für die Original-Ansätze und die adaptierten Ansätze aufgetragen. Die Versuche zeigten nur eine geringe Abhängigkeit des Bewuchsbeiwertes σ_B von dem Flächenverhältnis A_T/A_{S0} , insbesondere für Verhältnisse $A_T/A_{S0} \lesssim 1,5$. Die unterschiedliche Darstellung der Versuche mit voller Uferbestockung (ausgefüllte Symbole) und teilbewachsener Böschung (offene Symbole) verdeutlicht, daß, obwohl diese geometrischen Beziehungen über die hydraulischen Berechnungen bereits im Verhältnis A_T/A_{S0} enthalten sind, offensichtlich trotzdem ein nennenswerter Einfluß auf den Geschiebetransport vorliegt.

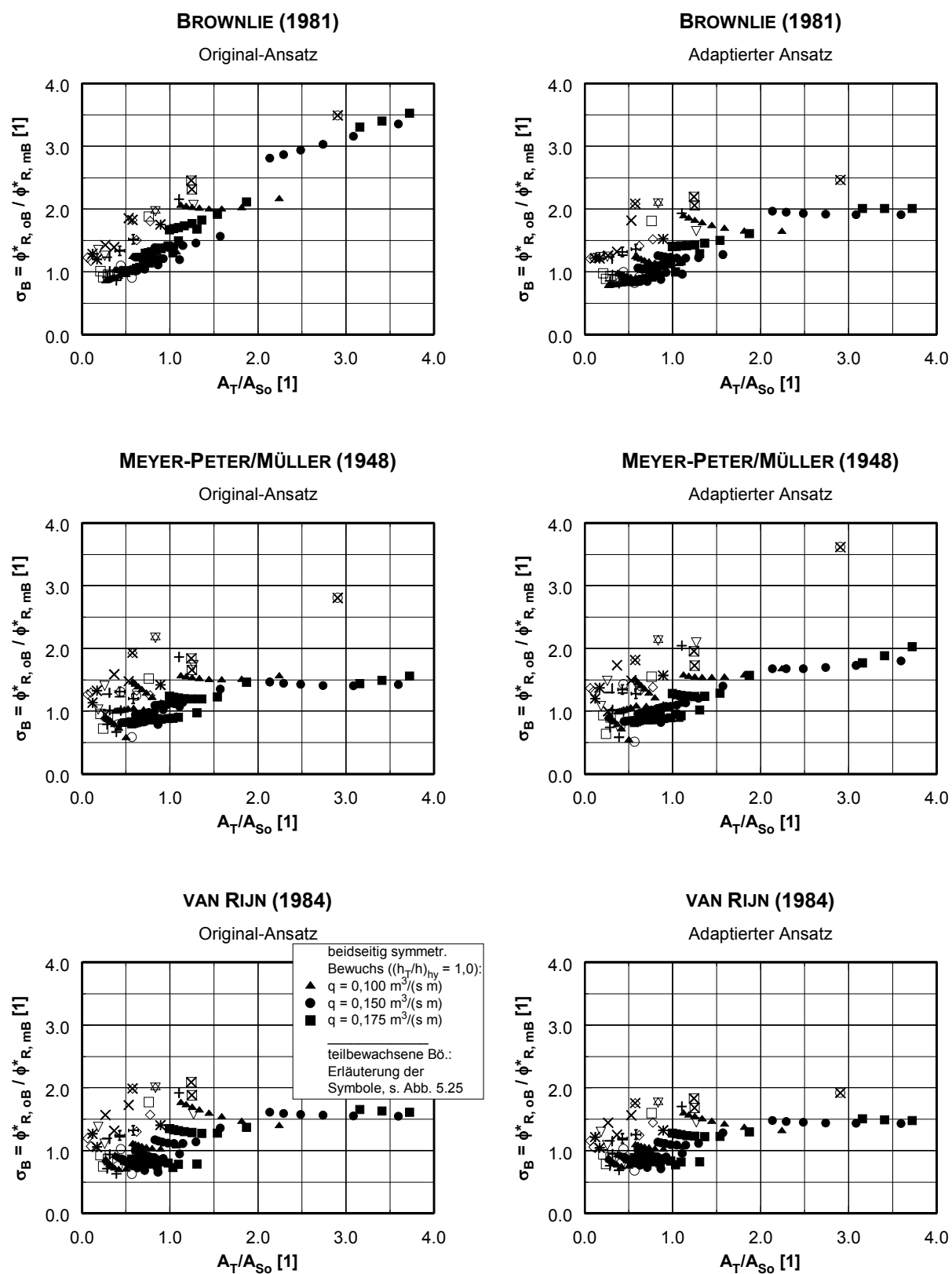


Abb. 5.33: Bewuchsbeiwert σ_B für beidseitigen Uferbewuchs über den II-Parameter A_T/A_{S0} aufgetragen

Zusammenfassend läßt sich feststellen, daß der hier diskutierte Π -Parameter A_T/A_{S_0} offenbar die geometrischen Verhältnisse im Detail nicht mehr ausreichend beschreibt, so daß sich über diesen Parameter keine Verallgemeinerung für den Einfluß des Uferbewuchses auf den Geschiebetransport ableiten läßt. Bei der Generalisierung auf diesen einen Π -Parameter gehen zu viele geometrische Informationen verloren. Diese alternative Betrachtungsweise wird dementsprechend nicht weiter verfolgt.

5.3.4.7 Übertragung des Bewuchsbeiwertes σ_B auf andere Transportansätze

Abschließender Vergleich der vom Transportansatz abhängigen Bewuchsbeiwerte σ_B

Die in den Abschnitten 5.3.4.3 bis 5.3.4.5 quantifizierten Bewuchsbeiwerte σ_B sind abhängig vom Transportansatz, da die relativen Abweichungen des berechneten Geschiebetransports der Versuche mit Bewuchs von den Versuchen ohne Bewuchs betrachtet wurden, s. Gl. 5.22. Anhand der Basisversuche ohne Uferbewuchs wurden die Ansätze von BROWNLIE (1981), MEYER-PETER/ MÜLLER (1948) und VAN RIJN (1984) zur Ermittlung des Bewuchseinflusses festgelegt. Sie erfaßten den Geschiebetransport ohne Bewuchs hinreichend genau und sind zusätzlich sehr unterschiedlich aufgebaut. Die Aussagekraft der Bewuchsbeiwerte bleibt somit nicht auf spezielle Gruppen von Transportansätzen beschränkt.

Aus dem Gedanken heraus, daß nur mit Transportansätzen, die die Verhältnisse ohne Bewuchs genau erfassen, auch der Einfluß des Uferbewuchses auf den Geschiebetransport sicher erfaßt werden kann, wurden die Ansätze adaptiert, indem die Koeffizienten der Transportansätze anhand einer multiplen Regression für die Versuche ohne Bewuchs optimiert wurden.

Der Vergleich dieser sechs eingehend untersuchten Transportansätze zeigte trotz der Abhängigkeit vom verwendeten Transportansatz im allgemeinen recht geringe Unterschiede der ermittelten Bewuchsbeiwerte σ_B . Für beidseitig symmetrischen Uferbewuchs lagen die größten Unterschiede im Bereich schmaler Gerinne mit einem relativen Trennflächenabstand von $(b_T/h_T)_{hy} \lesssim 1,0$ bis 1,5 vor. Für diesen Bereich lagen die Unterschiede in den Bewuchsbeiwerten z.T. über 100%. Für breitere Gerinne waren die Unterschiede für sedimentologische Berechnungen eher marginal, s. Abb. 5.27. Die Unterschiede zwischen den Original- und den adaptierten Transportansätzen lagen maximal in der Größenordnung der Unterschiede zwischen verschiedenen Transportansätzen. Der Ansatz von VAN RIJN (1984), der bereits in der Originalform eine recht gute Übereinstimmung mit dem gemessenen Geschiebetransport aufwies, ergab dementsprechend geringe Unterschiede des Bewuchsbeiwertes σ_B zwischen dem Original- und dem adaptierten Transportansatz, s. Abb. 5.22 und 5.23.

Die fünf Transportansätze von ENGELUND/HANSEN (1967), ENGELUND (1976), KARIM/KENNEDY (1990), YANG (1979) und ZANKE (1987) wurden, ohne die Ergebnisse im Detail in dieser Arbeit aufzuführen, zunächst noch für die Versuche mit beidseitig symmetrischem Uferbewuchs weiter untersucht. Auch für diese fünf Ansätze ergaben sich qualitativ gleiche und quantitativ vergleichbare Bewuchsbeiwerte $\sigma_{B,0}$. Aufgrund der ähnlichen Ergebnisse dieser fünf Ansätze und der eingehend untersuchten Transportansätze von BROWNLIE (1981), MEYER-PETER/MÜLLER (1948) und VAN RIJN (1984) läßt sich offensichtlich eine gewisse Allgemeingültigkeit des Bewuchseinflusses auf den Geschiebetransport ableiten, insbesondere weil die betrachteten Transportansätze sehr unterschiedlich strukturiert sind. Es wurden sowohl Transportansätze verwendet, die den Gesamttransport bzw. den Geschiebetransport berechnen, als auch Ansätze, die auf den Gesamtschubspannungen bzw. auf den kornbezogenen Schubspannungen basieren.

In den Versuchen mit einseitiger Uferbestockung war der Verlauf des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B,0}$ sehr ähnlich zu den Versuchen mit beidseitig symmetrischem Uferbewuchs, s. Abb. 5.29. Die Unterschiede der ermittelten Bewuchsbeiwerte zwischen den Original- und den adaptierten Ansätzen waren vergleichbar mit den Differenzen bei den Versuchen mit beidseitig symmetrischem Uferbewuchs. Auch der Einfluß der Anordnung der Bewuchselemente bzw. der Bewuchsdichte wies verhältnismäßig kleine Unterschiede zwischen den untersuchten Transportansätzen auf.

Auswahl eines Ansatzes für den Bewuchsbeiwert

Jeder der zahlreichen, in der Literatur zur Verfügung stehenden Transportansätze hat innerhalb seiner Anwendungsgrenzen eine Berechtigung, auch wenn die Berechnungsergebnisse oft weit voneinander abweichen. Für sedimentologische Berechnungen natürlicher, alluvialer Fließgewässer sollte durch Vergleichsrechnung oder Kalibrierung ein optimaler Transportansatz für die endgültige Berechnung gewählt werden, auch wenn dies in der Ingenieurspraxis nur selten möglich sein bzw. realisiert wird.

Um den Einfluß des Uferbewuchses auf den Geschiebetransport auch mit anderen als den drei hier untersuchten Transportansätzen (BROWNLIE (1981), MEYER-PETER/MÜLLER (1948) und VAN RIJN (1984)) näherungsweise erfassen zu können, sollte der Bewuchseinfluß mit einem mittleren Bewuchsbeiwert σ_B erfaßt werden. Für den Grundbeiwert $\sigma_{B,0}$ wird empfohlen, den Einfluß des beidseitig symmetrischen Uferbewuchses mit dem anhand des adaptierten Ansatzes von BROWNLIE (1981) ermittelten Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B,0}$ zu erfassen, s. Gl. 5.48 und 5.28 bis 5.31 in Tab. 5.8. Dieser Ansatz ergibt insbesondere für kleine relative Trennflächenabstände mittlere Bewuchsbeiwerte.

$$\sigma_{B,0} = f_T \cdot \left(a + b \left(\frac{b_T}{h_T} \right)_{hy}^c \right) \quad (5.48)$$

$$\text{mit:} \quad a = 0 = \text{const.} \quad (5.28)$$

$$\begin{aligned} \text{für } (h_T/h)_{hy} \leq 0,55: \quad b &= 6,0 \\ \text{für } (h_T/h)_{hy} > 0,55: \quad b &= 1,5 (h_T/h)_{hy}^{-2,3} \end{aligned} \quad (5.29)$$

$$c = 1 / (-1,4 + 10,1 (h_T/h)_{hy}^{2,5} - 10,4 (h_T/h)_{hy}^3) \quad (5.30)$$

$$\begin{aligned} \text{Grenzwert:} \quad \text{für } 3,0 \leq (b_T/h_T)_{hy} \leq 6,0: \quad \sigma_{B,0, \min} &= 0,572 + 0,071 (b_T/h_T)_{hy} \\ \text{für } (b_T/h_T)_{hy} > 6,0: \quad \sigma_{B,0, \min} &= 1,0 \end{aligned} \quad (5.31)$$

Die Übertragung des für beidseitig symmetrischen Uferbewuchs ermittelten Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B,0}$ auf einseitige Bewuchsverhältnisse und die Berücksichtigung der Bewuchsdichte wird mit mittleren Koeffizienten der untersuchten Transportansätze durchgeführt. Für die Übertragung auf einseitigen Bewuchs sind folgende Koeffizienten in Gl. 5.48 bis 5.50 zu verwenden:

$$f_T = 1 + f_{eB} \cdot \left(1 - \frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} \right) \quad (5.49)$$

$$\begin{aligned} f_{eB} ((b_T/h_T)_{hy} < 3,0) &= -0,34 \\ f_{eB} (3,0 \leq (b_T/h_T)_{hy} \leq 5,5) &= -0,17 \left(1 + \cos \left[((b_T/h_T)_{hy} - 3,0) \frac{\pi}{5,5 - 3,0} \right] \right) \\ f_{eB} (5,5 < (b_T/h_T)_{hy}) &= 0 \end{aligned} \quad (5.54)$$

Hinweis: \cos im Bogenmaß gerechnet

Der Einfluß der Bewuchsdichte in Gl. 5.53 wird mit mittleren Koeffizienten gemäß Gl. 5.55 erfaßt:

$$\sigma_{B,B} = e^{0,024 - 3,0 \cdot 10^{-4} \cdot B_{hy}} \quad (5.55)$$

5.3.5 Geschiebetransportberechnung unter Berücksichtigung des Bewuchsbeiwertes σ_B

Die in den Abschnitten 5.3.4.3 bis 5.3.4.5 für die Transportansätze von BROWNLIE (1981), MEYER-PETER/MÜLLER (1948) und VAN RIJN (1984) ermittelten Bewuchsbeiwerte σ_B wurden abschließend auf die Versuchdaten angewendet.

Transportberechnung mit den vom Transportansatz abhängigen Bewuchsbeiwerten

Zur Verdeutlichung des Bewuchseinflusses auf den Geschiebetransport, wurden nochmals die Transportberechnungen ohne die Bewuchsbeiwerte dargestellt, s. Abb. 5.34. Der Geschiebetransport wurde sowohl mit den Original- als auch die adaptierten Ansätze überprüft, s. Abb. 5.34 und 5.35. Die mittleren Abweichungen (MW) zwischen berechneten und gemessenen Feststofftransportzahlen ϕ^* und die Streuungsmaße s sind in Tab. 5.11 zusammengestellt.

Unter Berücksichtigung der Bewuchsbeiwerte wurden die Streuungen zwischen berechneten und gemessenen ϕ^* -Werten, unabhängig davon, ob sie mit den Original- oder den adaptierten Transportansätzen berechnet wurden, signifikant niedriger. Die berechneten Feststofftransportzahlen ϕ^* der Versuche ohne Bewuchs und der Versuche mit Bewuchs fielen dichter zusammen, d.h. der Bewuchseinfluß wurde besser erfaßt. Mit den adaptierten Ansätzen näherten sich die gerechneten Feststofftransportzahlen erwartungsgemäß besser an die Gerade der optimalen Übereinstimmung an. Mit dem Original-Ansatz von BROWNLIE (1981) waren die Verbesserungen am ausgeprägtesten, da für diesen Ansatz die Streuungen für die Berechnung ohne den Bewuchsbeiwert am größten waren.

Für den Ansatz von MEYER-PETER/MÜLLER (1948) konnte durch die Adaption des Ansatzes nicht verhindert werden, daß für niedrige Feststofftransportzahlen ($\phi^* \leq 0,08$) der gemessene Geschiebetransport stärker unterschätzt wurde als mit dem Original-Ansatz, s. Abb. 5.35. Dafür war die Übereinstimmung für größere Transportraten ($\phi^* \geq 0,15$) besser; mit dem Original-Ansatz wurde der Geschiebetransport für die meisten Versuche mit $\phi^* \geq 0,15$ geringfügig unterschätzt.

Transportansatz	Original-/ adaptierter Ansatz	ohne Bewuchs		mit Bewuchs			
				ohne σ_B		mit σ_B	
		MW [%]	s [1]	MW [%]	s [1]	MW [%]	s [1]
BROWNLIE (1981)	original	-36,0	1,586	-51,5	2,287	-37,3	1,631
	adaptiert	-1,1	1,084	-14,1	1,370	-2,7	1,138
MEYER-PETER/MÜLLER (1948)	original	-12,8	1,179	-19,1	1,362	-7,3	1,192
	adaptiert	-11,2	1,188	-18,9	1,427	-7,3	1,232
VAN RIJN (1984)	original	-9,2	1,201	-18,2	1,423	-15,4	1,256
	adaptiert	-6,0	1,103	-14,9	1,313	-10,8	1,167

Tab. 5.11: Abweichungen und Streuungsmaße der Transportberechnung: Vergleich mit und ohne Berücksichtigung des Bewuchsbeiwertes σ_B gemäß Tab. 5.8 und 5.9

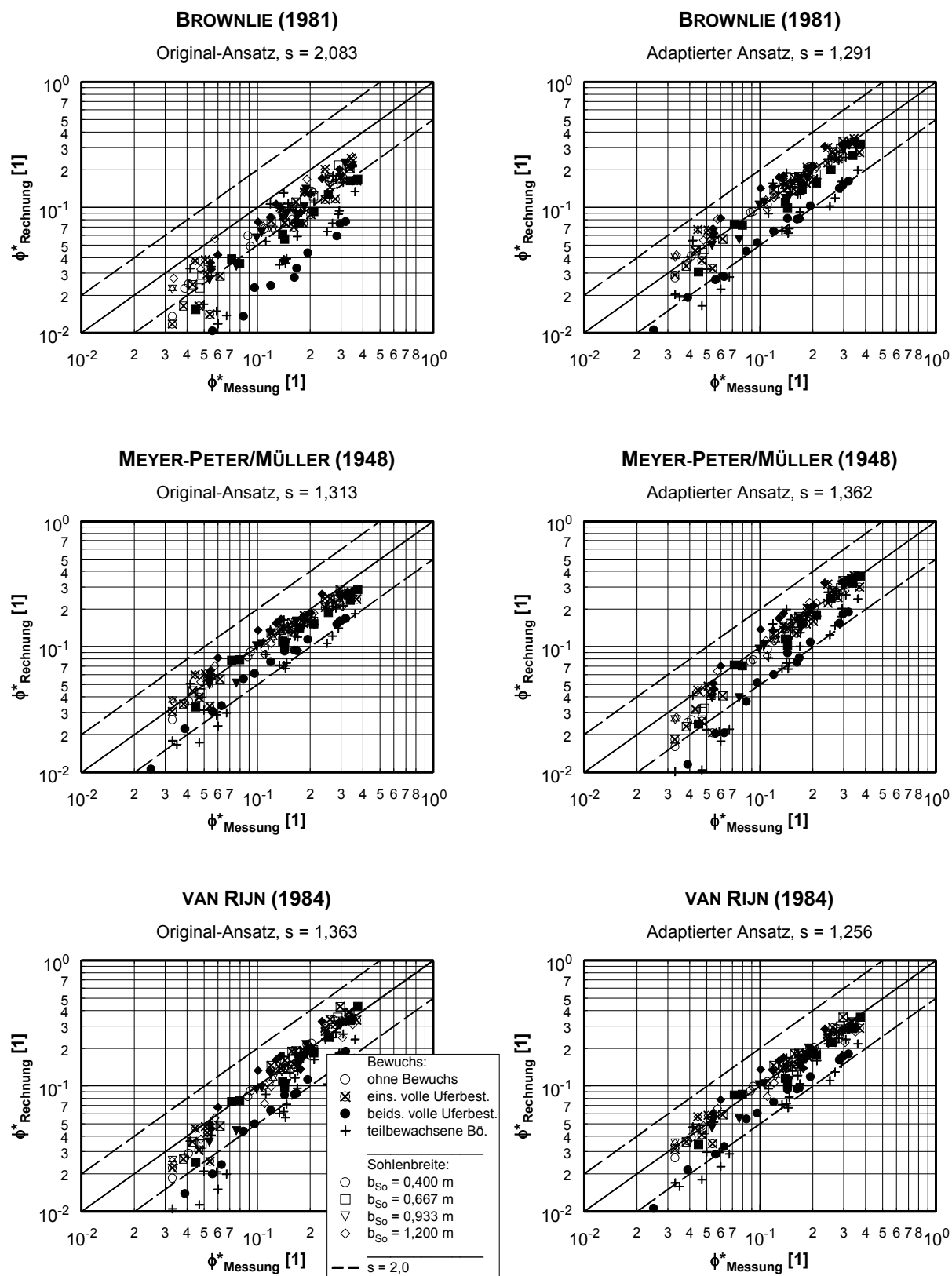


Abb. 5.34: Versuche mit beweglicher Sohle: Gemessener und gerechneter Geschiebetransport (ohne Berücksichtigung des Bewuchsbeiwertes σ_B)

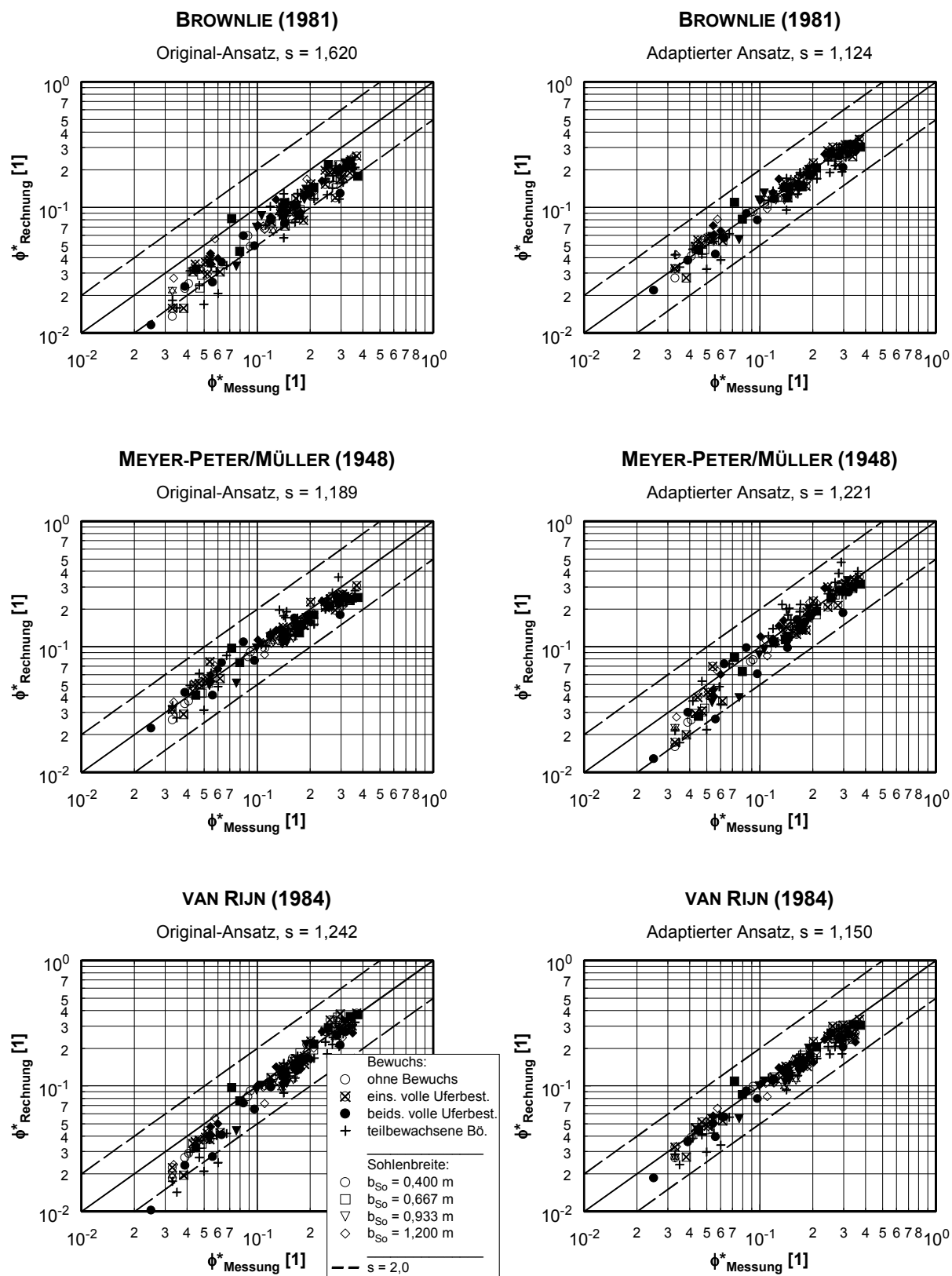


Abb. 5.35: Versuche mit beweglicher Sohle: Gemessener und gerechneter Geschiebetransport (mit Berücksichtigung des jeweiligen Bewuchsbeiwertes σ_b nach Tab. 5.8 und 5.9)

Die erzielten Verbesserungen durch die Berücksichtigung der Bewuchsbeiwerte σ_B führten für sedimentologische Berechnungen zu sehr geringen Streuungen. Da der vom gewählten Transportansatz abhängige Bewuchsbeiwert in Abb. 5.35 jeweils an dem verwendeten Transportansatz abgeleitet wurde, war dies auch zu erwarten.

Transportberechnung mit dem allgemeinen Bewuchsbeiwert

Der in Abschnitt 5.3.4.7 empfohlene allgemeine Bewuchsbeiwert σ_B wurden zusätzlich zu den Ansätzen von BROWNLIE (1981), MEYER-PETER/MÜLLER (1948) und VAN RIJN (1984) auch mit den Transportansätzen von ENGELUND (1976), KARIM/KENNEDY (1990) und YANG (1979) (Original- und adaptierte Transportansätze) angewendet. In Anlage 7 sind die gemessenen und berechneten Feststofftransportzahlen aller Versuche grafisch dargestellt und die Abweichungen und Streuungsmaße tabellarisch zusammengestellt.

Die Qualität der Berechnungsergebnisse war mit dem allgemeinen Bewuchsbeiwert σ_B ähnlich gut wie die Ergebnisse der Berechnung mit den speziellen Bewuchsbeiwerten in Abb. 5.35. Die Streuungen der berechneten Feststofftransportzahlen ϕ^* reduzierten sich unter Berücksichtigung des Bewuchsbeiwertes σ_B deutlich. Bei einigen Ansätzen, so z.B. bei den adaptierten Transportansätzen nach ENGELUND (1976) und YANG (1979), führte der allgemeine Bewuchsbeiwert dazu, daß nach der Korrektur für einige Versuche der Geschiebetransport mit Bewuchs höher berechnet wurde als für die Versuche ohne Bewuchs. Da der Geschiebetransport mit diesen Ansätzen bereits ohne Bewuchsbeiwert relativ genau berechnet wurde, führte die Korrektur mit dem Bewuchsbeiwert σ_B zu einer Überschätzung des Geschiebetransports.

Mit den Originalansätzen ergaben sich insgesamt etwas größere Streuungen des berechneten Geschiebetransports als mit den adaptierten Ansätzen. Grundsätzlich zeigte sich aber kein entscheidender Unterschied in den beiden Vorgehensweisen zur Erfassung des Bewuchseinflusses. Der Bewuchsbeiwert σ_B wurde weder mit den Original-Transportansätzen noch mit den adaptierten Ansätzen systematisch größer berechnet als mit der jeweils anderen Vorgehensweise. Mit dem Ansatz von BROWNLIE ergaben sich z.B. mit dem Original-Ansatz größere Bewuchsbeiwerte als mit dem adaptierten Ansatz (insbesondere für schmale Gerinne mit relativen Trennflächenabständen $(b_T/h_T)_{hy} \lesssim 1,5$), mit dem Ansatz von MEYER-PETER/MÜLLER war es umgekehrt, s. Abb. 5.27.

5.3.6 Zusammenfassung der sedimentologischen Berechnungsergebnisse

Starrer, durchströmter Uferbewuchs wirkt sich insbesondere bei schmalen Wasserläufen

erheblich auf die hydraulisch-sedimentologischen Verhältnisse alluvialer Fließgewässer aus. An den Bewuchsrändern werden durch die Geschwindigkeitsunterschiede Wirbel- und Walzenströmungen ausgelöst, die zu einem sehr hohen Fließwiderstand an der Trennfläche führen und auf die alluviale Gewässersohle einwirken. Die Makroturbulenzen führen zu steileren und regelmäßigeren Dünen und beeinflussen den Geschiebetransport.

Im Abschnitt 5.3 wurde der Einfluß des Uferbewuchses auf den Geschiebetransport anhand der durchgeführten Versuche ermittelt. Mit den Versuchen ohne Bewuchs wurden drei Transportansätze ausgewählt, an denen die veränderte Transportkapazität quantifiziert wurde (BROWNLIE (1981), MEYER-PETER/MÜLLER (1948) und VAN RIJN (1984)). Anhand der Original-Transportansätze und anhand von adaptierten Ansätzen, deren Koeffizienten mit Hilfe der Versuche ohne Bewuchs an die hier vorliegenden Versuchsbedingungen angepaßt wurden, wurde der Bewuchseinfluß erfaßt. Analog zu der Vorgehensweise bei der Versuchsauswertung wird der Bewuchseinfluß auf den Geschiebetransport in drei Bearbeitungsschritten erfaßt:

- Bewuchsgrundwert $\sigma_{B,0}$ für beidseitig symmetrischen und standardisierten Uferbewuchs
- Übertragung auf einseitige und beliebige Bewuchsanordnungen mit Standard-Bewuchs
- Berücksichtigung anderer Bewuchsdichten (ermittelt mit Versuchsergebnissen von EILERS (1990))

Ein Überblick zur Berechnung der Bewuchsbeiwerte σ_B ist in Tab. 5.12 zusammengestellt. Für schmale Fließgerinne mit relativem Trennflächenabstand $(b_T/h_T)_{hy} \lesssim 1,5$ und voller Uferbestockung wurde der Geschiebetrieb unter Vernachlässigung der vegetationsbedingten Makroturbulenzen erheblich unterschätzt (mit den untersuchten Ansätzen im Extremfall um bis zu 350%). Für breitere Gerinne war der Einfluß des Uferbewuchses, abhängig von der relativen Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{hy}$, nur noch gering; z.T. wurde der Geschiebetransport auch geringfügig überschätzt, s. Abb. 5.27.

Die Bewuchsbeiwerte σ_B unterschieden sich im wesentlichen nur für schmale Gerinne mit $(b_T/h_T)_{hy} \lesssim 1,5$. Der Unterschied der Bewuchsbeiwerte, die mit den Original-Ansätzen und den adaptierten Ansätzen ermittelt wurden, war ebenfalls verhältnismäßig klein und nicht systematisch. Aufgrund der geringen Abweichungen wurde ein mittlerer Bewuchsbeiwert in Abhängigkeit der dimensionsanalytisch hergeleiteten Einflußparameter empfohlen, s. Tab. 5.12. Dieser Bewuchsbeiwert erfaßt den Einfluß des Uferbewuchses unabhängig vom Transportansatz.

Die z.T. auftretende Abhängigkeit des Bewuchsbeiwertes von der relativen Rauheit h/d_{ch} und von der Feststofftransportzahl ϕ^* war an die untersuchten Transportansätze gebunden und im Verhältnis zur Abhängigkeit von den untersuchten Π -Parametern relativ klein. Sie wurde demzufolge nicht formelmäßig quantifiziert.

Feststofftransportzahl mit Uferbewuchs:

$$\phi^* = \sigma_B \cdot \phi_0^* \quad (3.22)$$

ϕ_0^* : Berechnung mit geeignetem Transportansatz

Bewuchsbeiwert σ_B :

$$\sigma_B = \sigma_{B,0} \cdot \sigma_{B,B} \quad (3.26)$$

Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$ für beidseitigen, symmetrischen Standard-Bewuchs ($B_{hy} = 80$):

$$\sigma_{B,0} = f_T \left(a + b \left(\frac{b_T}{h_T} \right)_{hy}^c \right) \quad (5.48)$$

Koeffizienten a, b und c:

Gesamttransport nach BROWNLIE (1981): Tab. 5.8: Gl. 5.24 bis 5.27 oder 5.28 bis 5.31

Geschiebetransp. n. MEYER-PETER/MÜLLER (1948): Tab. 5.8: Gl. 5.32 bis 5.35 oder 5.36 bis 5.39

Geschiebetransport nach VAN RIJN (1984): Tab. 5.8: Gl. 5.40 bis 5.43 oder 5.44 bis 5.47

Transformationsfunktion f_T : $f_T = 1$

für andere Transportansätze: Tab. 5.8: Gl. 5.28 bis 5.31:

$$a = 0 = \text{const.} \quad (5.28)$$

$$\begin{aligned} \text{für } (h_T/h)_{hy} \leq 0,55: & \quad b = 6,0 \\ \text{für } (h_T/h)_{hy} > 0,55: & \quad b = 1,5 (h_T/h)_{hy}^{-2,3} \end{aligned} \quad (5.29)$$

$$c = 1 / (-1,4 + 10,1 (h_T/h)_{hy}^{2,5} - 10,4 (h_T/h)_{hy}^3) \quad (5.30)$$

$$\begin{aligned} \text{Grenzwert: für } 3,0 \leq (b_T/h_T)_{hy} \leq 6,0: & \quad \sigma_{B,0, \min} = 0,572 + 0,071 (b_T/h_T)_{hy} \\ \text{für } (b_T/h_T)_{hy} > 6,0: & \quad \sigma_{B,0, \min} = 1,0 \end{aligned} \quad (5.31)$$

Transformationsfunktion f_T : $f_T = 1$

Übertragungsfunktion f_T für beliebige Bewuchsverhältnisse mit Standard-Bewuchs ($B_{hy} = 80$):

$$f_T = 1 + f_{eB} \left(1 - \frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} \right) \quad (5.49)$$

$$\begin{aligned} \text{mit: } f_{eB} ((b_T/h_T)_{hy} < a) &= 2c \\ f_{eB} (a \leq (b_T/h_T)_{hy} \leq b) &= c \left(1 + \cos \left[((b_T/h_T)_{hy} - a) \frac{\pi}{b-a} \right] \right) \\ f_{eB} (b < (b_T/h_T)_{hy}) &= 0 \end{aligned} \quad (5.50)$$

Fortsetzung der Tab. 5.12 Seite 140

Koeffizienten a bis c der Übertragungsfunktion f_{cB} auf einseitigen Bewuchs:	
Gesamttransport nach BROWNLIE (1981):	Tab. 5.9
Geschiebetransp. n. MEYER-PETER/MÜLLER (1948):	Tab. 5.9
Geschiebetransport nach VAN RIJN (1984):	Tab. 5.9
für andere Transportansätze:	
a = 3,0	
b = 5,5	
c = -0,17	(5.54)
Bewuchsbeiwert $\sigma_{B, B}$ zur Übertragung auf andere Bewuchsdichten:	
$\sigma_{B, B} = e^{a + b \cdot B_{hy}}$	(5.53)
Koeffizienten a und b (gültig für $B_{hy} \geq 80$):	
Gesamttransport nach BROWNLIE (1981):	Tab. 5.10
Geschiebetransp. n. MEYER-PETER/MÜLLER (1948):	Tab. 5.10
Geschiebetransport nach VAN RIJN (1984):	Tab. 5.10
für andere Transportansätze:	
a = 0,024	
b = $-3,0 \cdot 10^{-4}$	(5.55)

Tab. 5.12: Zusammenstellung der Berechnungsergebnisse zur Berücksichtigung des Bewuchseinflusses auf den Geschiebetransport

Die abschließende Überprüfung der ermittelten Bewuchsbeiwerte führte zu deutlich geringeren Streuungen zwischen berechneten und gemessenen Feststofftransportzahlen. Auch die Anwendung des verallgemeinerten Bewuchsbeiwertes σ_B ergab, vergleichbar zu den speziellen Bewuchsbeiwerten, nur noch geringe Streuungen des berechneten Geschiebetransports.

5.4 Einfluß des Uferbewuchses auf die Transportkörper

5.4.1 Allgemeines

Die Entstehung der Transportkörper ist trotz vieler Untersuchungen bis heute nicht abschließend geklärt. Die Berechnung der Transportkörperabmessungen (Steilheit, Höhe und Länge) ist demzufolge mit sehr großen Unsicherheiten behaftet. Die Formrauheit bestimmt aber maßgeblich die Sohlenrauheit und ist häufig deutlich größer als die Kornrauheit. Die Bedeutung der Formrauheit wird auch daran ersichtlich, daß viele Ansätze zur Berechnung des Sohlenwiderstandes einen implizit verankerten Ansatz zur Berechnung der Transportkörpersteilheit bzw. -höhe beinhalten (u.a. KARIM/KENNEDY (1990), VAN RIJN (1984) YALIN/SCHUEERLEIN (1988)).

Die Wechselbeziehung zwischen Strömung und alluvialer Gewässersohle ist intensiv und vielschichtig. Trotzdem werden in eindimensionalen hydraulisch-sedimentologischen Berechnungen die Teilkomponenten Strömungs- und Transportberechnung getrennt erfaßt. Insofern wurde auch der Einfluß des Uferbewuchses auf die Ausbildung der Transportkörper separat betrachtet.

Die Ausbildung der Transportkörper hängt von vielen Faktoren ab, s. u.a. YALIN/KARAHAN (1979) und EILERS (1990):

- (Relative) Schubspannung an der Gewässersohle, z.B. Fr^*/Fr_{cr}^*
- Relative Rauheit h/d_{50}
- Feststoff-Reynolds-Zahl Re^*
- Breiten/Tiefen-Verhältnis des Fließgewässers b/h
- Bewuchs (Anordnung, Dichte etc.)
- und weitere Faktoren

Die komplexen Zusammenhänge der Einflußfaktoren wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht einzeln analysiert und quantifiziert. Vielmehr wird in darstellender Form ein Überblick gegeben, wie der Uferbewuchs in den vorliegenden Versuchen die Transportkörpersohle beeinflusst hat.

Die Sohle wurde 5 bis 10 mal im laufenden Versuch mittels Ultraschallsonden aufgemessen. Je nach Sohlenbreite wurden 4 bis 10 Längsprofile mit einem mittleren Querabstand von 10 bis 13 cm zeitgleich aufgenommen. In den Versuchen lagen ausnahmslos Dünen vor, die z.T. mit kleinen Riffeln überlagert waren. Die Fotodokumentation der alluvialen Gewässersohle einiger ausgewählter Versuche in Anlage 6 gibt einen Eindruck der aufgetretenen Transportkörper.

Die Grenze zwischen Riffeln und Dünen ist fließend und wird in der Literatur unterschiedlich angegeben, s. ZANKE (1982) und VAN RIJN (1984). Sie hängt u.a. vom Korndurchmesser und von den Strömungsverhältnissen, z.B. ausgedrückt über die Sohlenschubspannung oder die mittlere Fließgeschwindigkeit, ab. In den vorliegenden Versuchen wurde die Grenze zwischen Riffeln und Dünen mit einer Höhe von 1,5 bis 2,0 cm festgelegt (je nach Ausprägung der

Transportkörper im Langsprofil). In der Auswertung wurden nur Dünen berücksichtigt, da die Riffel für das Widerstandsverhalten nicht bestimmend waren. In Anlage 4 sind tabellarisch die mittleren Dünenabmessungen der durchgeführten Versuche aufgeführt.

Die Länge der Dünen L_D wurde von Düental zu Düental und die Dünenhöhe H_D vom Düenkamm zum nachfolgenden Düental bestimmt. Die Dünensteilheit S_D ergab sich als Quotient aus Dünenhöhe zu Dünenlänge ($S_D = H_D/L_D$).

5.4.2 Vergleichmäßigung der Transportkörpergeometrie durch Uferbewuchs

Der Uferbewuchs übte einen erheblichen Einfluß auf die Transportkörper und auf das Widerstandsverhalten der Sohle aus, vgl. EILERS (1990). Die vom Uferbewuchs induzierten Turbulenzen führten zu gleichmäßigeren Transportkörpern und veränderten die Transportkörpergeometrie. Es kam im wesentlichen zu tieferen Düentälern am Böschungsfuß, s. Abb. 5.37.

In Abb. 5.36 ist beispielhaft die Verteilung aller Einzeldünen für die Versuche ohne Bewuchs und für die Versuche mit voller Uferbestockung mit einer Sohlenbreite von $b_{so} = 0,400$ m dargestellt. Diese summarische Betrachtung, die die einzelnen Versuchsbedingungen (Abfluß, Wassertiefe, Sohlenschubspannung etc.) und das Höhenprofil im Querschnitt außer Betracht läßt, zeigte, daß die vegetationsbedingten Turbulenzen die Dünenlänge L_D geringfügig reduzierten. Die Streuung der Dünenlänge wurde signifikant niedriger. CRICKMORE (1970) und VAN RIJN/KLAASSEN (1981) stellten in ihren Laboruntersuchungen in einem Rechteckgerinne ebenfalls einen ordnenden Einfluß durch die seitlichen Rauheitszonen fest, s. Abb. 5.40, rechts. Die Anordnung einer einseitigen oder beidseitigen Uferbestockung wirkte sich bei den in Abb. 5.36 betrachteten Versuchen mit $b_{so} = 0,400$ m nur gering auf die Dünenlänge aus.

Die Höhe der Dünen H_D wurde durch den Uferbewuchs wesentlich stärker beeinflusst. Während für beidseitigen Uferbewuchs die Dünen im Mittel höher wurden, waren sie bei nur einseitiger Bestockung geringfügig niedriger als ohne Uferbewuchs. Auf den Fotos in Anlage 6 ist erkennbar, daß für einseitigen Bewuchs eine unsymmetrische Dünenhöhe über die Gewässerbreite vorlag. An der Bewuchsseite waren die Dünen höher, an der freien Seite niedriger, s.a. Abschnitt 5.4.3. In jedem einzelnen Längsprofil waren die Dünenhöhen auch für einseitigen Bewuchs wesentlich gleichmäßiger als ohne Bewuchs. Dieser Zusammenhang kommt in Abb. 5.36 nicht zum Ausdruck, weil dort die mittleren Dünenhöhen über die gesamte Sohlenbreite dargestellt sind.

Die Dünen waren für eine beidseitige Uferbestockung deutlich steiler als ohne Bewuchs. Für einseitigen Bewuchs können grundsätzlich die gleichen Aussagen gemacht werden wie für die Dünenhöhe. Die Abweichungen der Versuche mit einseitigem Bewuchs zu den Versuchen ohne

Bewuchs waren in dieser Darstellungsform relativ gering, es lag aber eine deutliche Ungleichverteilung der Dünensteilheit im Gerinnequerschnitt vor. Am Bewuchsrand waren die Dünen steiler, am freien Rand dagegen flacher als in den Versuchen ohne Bewuchs. Eine ausführliche Darstellung der Verteilung der Dünengeometrie aller Versuche befindet sich in Anlage 8.

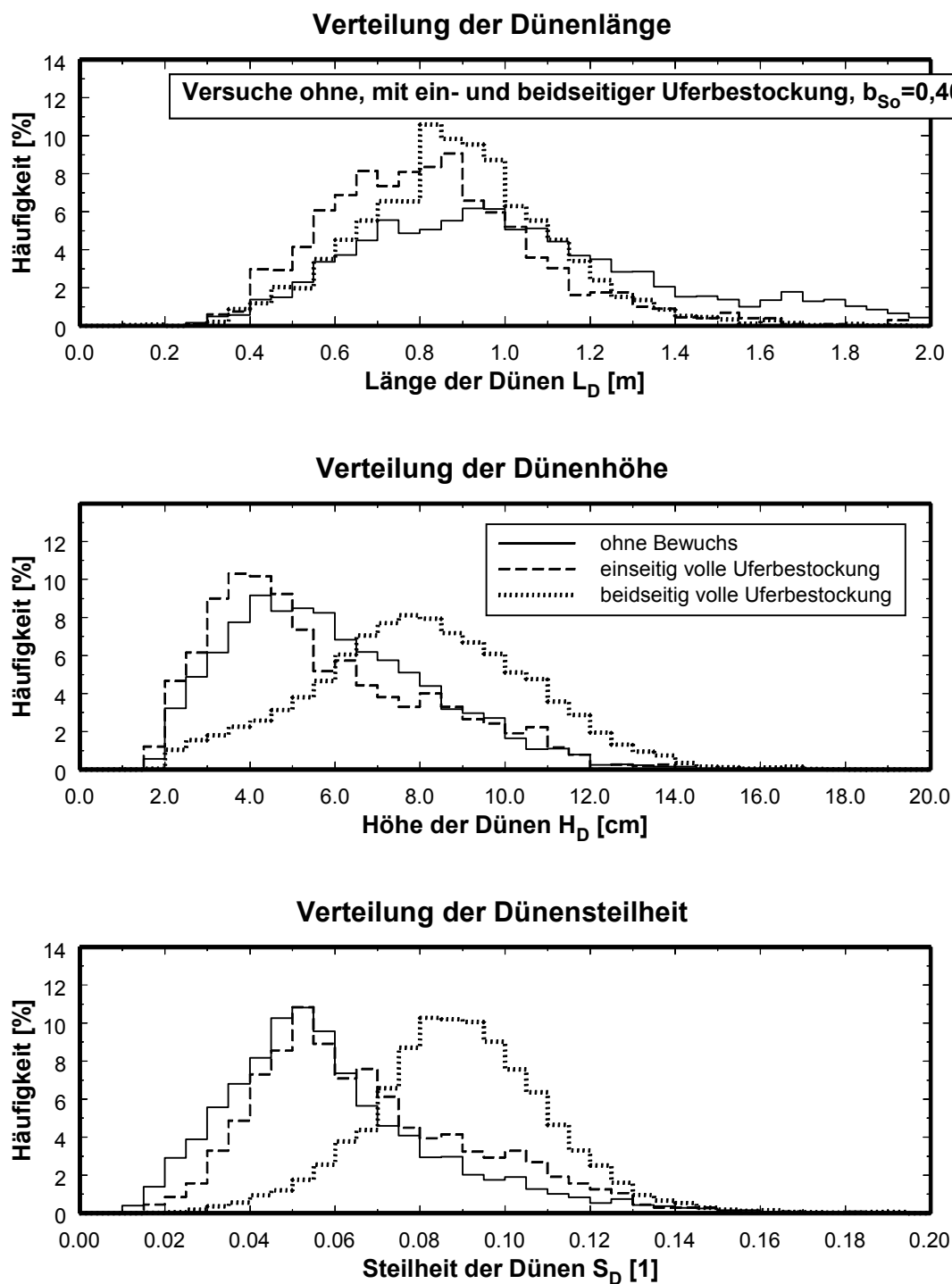


Abb. 5.36: Verteilung der Dünengeometrie der Versuche ohne Bewuchs und der Versuche mit voller Uferbestockung ($b_{S_0} = 0,400$ m)

5.4.3 Veränderung der Transportkörper im Gerinnequerschnitt

Der Uferbewuchs führte zu einem ungleichmäßigen Höhenprofil im Gerinnequerschnitt, s. Abb. 5.37. Nahe der Bewuchszonen waren die Dünentäler sehr ausgeprägt, während die Dünenkämme eine vergleichbare Höhe zur Rinnenmitte aufwiesen. Dies führte zu höheren und steileren Dünen nahe der Bewuchsränder.

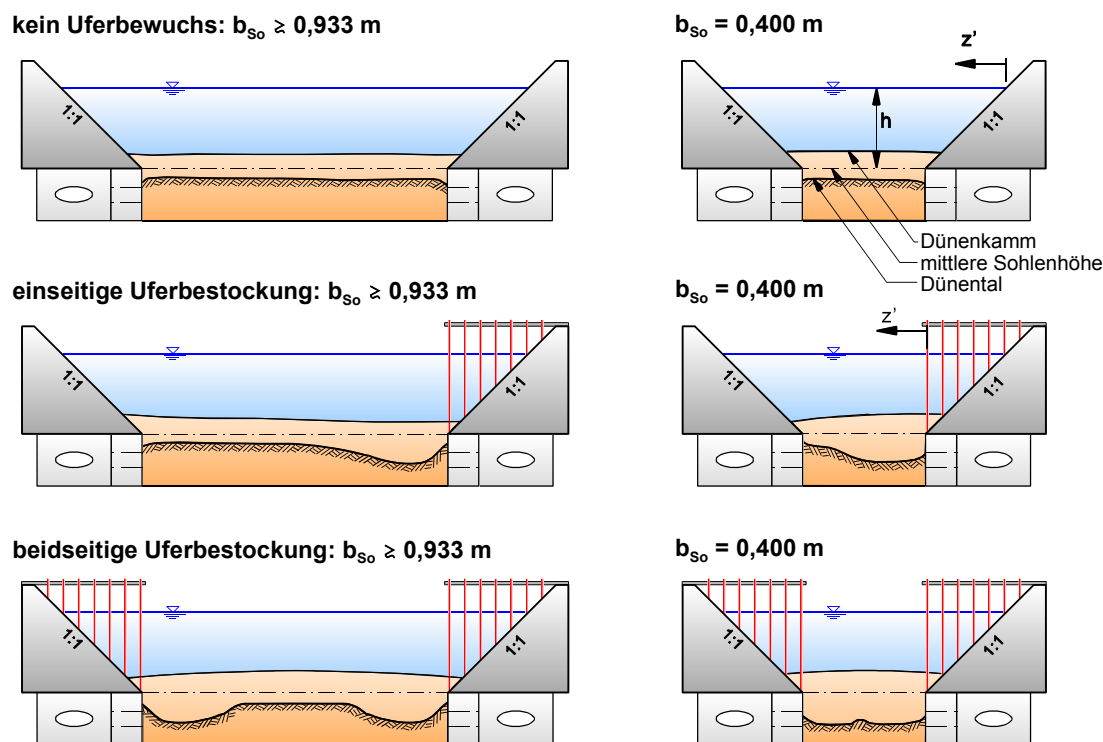


Abb. 5.37: Prinzipskizze des Sohlenprofils im Querschnitt für verschiedene Sohlenbreiten und Bewuchsanordnungen

In Abb. 5.38 ist die Verteilung der Dünengeometrie im Querschnitt dargestellt. Zur besseren Übersicht ist hier nur eine Trendlinie der Meßwerte eingezeichnet. Die Mittelwerte der Dünengeometrie eines Längsprofils sind für alle Versuche detailliert in Anlage 9 aufgetragen.

Die Länge der Dünen variierte bei allen Versuchen über die gesamte Breite des Gerinnes nur geringfügig. In den meisten Versuchen, insbesondere bei den Versuchen mit Uferbewuchs, reichten die Dünen über die gesamte Sohlenbreite. Es stellte sich noch nicht das Dünenbild eines von den Ufern unbeeinflussten Gewässers ein, wie es z.B. von YALIN (1992) beschrieben wird. Ohne Uferbewuchs waren die Dünen geringfügig länger. Mit zunehmendem relativen Abstand von der Trennfläche z'/h glichen sich die Dünenlängen mit und ohne Bewuchs an. Für

Während für die Versuche ohne Bewuchs die Höhe der Dünen unabhängig von der Lage im Querprofil nahezu konstant war, waren die Dünen für die Versuche mit Bewuchs nahe der Bewuchszonen jeweils deutlich höher als in Rinnenmitte. Das vorliegende Breiten/Tiefen-Verhältnis des Fließquerschnitts übte ebenfalls einen Einfluß auf die absoluten Höhen der Dünen aus, s. Abschnitt 5.4.4 und Anlage 9.

Entsprechend des Bewuchseinflusses auf die Höhe und Länge der Dünen veränderte sich auch die Dünensteilheit. Nahe der Bewuchszonen, mit einem relativen Abstand zur Trennfläche von $z'/h \lesssim 1,6$, waren die Dünen signifikant steiler als in Rinnenmitte. Der Bereich mit den steileren Dünen war in den durchgeführten Versuchen unabhängig von der Bewuchsanordnung. In den Versuchen mit teilbewachsenen Böschungen waren die Dünen z.T. deutlich steiler als bei voller Uferbestockung. Die bewuchsinduzierten Makroturbulenzen konnten sich bei teilbewachsenen Böschungen offensichtlich besser ausbreiten als bei einer vollen Uferbestockung und führten dementsprechend zu einer intensiveren Sohlenbelastung.

5.4.4 Einfluß der Gerinnebreite und der Bewuchsanordnung auf die mittlere Transportkörpergeometrie

Mit dem Einflußflächenverfahren von EINSTEIN (1933) und HORTON (1934) wird die Teileinzugsfläche der Sohle mit einer einheitlichen, mittleren Rauheit erfaßt, unabhängig von der Beeinflussung der Sohlenrauheit durch den Bewuchs. In Abschnitt 5.4.3 wurde gezeigt, daß der Uferbewuchs zu einem ungleichmäßigen Höhenprofil der Gewässersohle im Querschnitt führte. Aus diesem Grund werden hier ergänzend die mittleren Dünenabmessungen der gesamten Gewässersohle in Abhängigkeit der Gewässerbreite und der Bewuchsanordnung betrachtet.

Einfluß des Breiten/Tiefen-Verhältnisses

In Abb. 5.39 sind die mittleren Dünenabmessungen über die relative Breite b_T/h bzw. b_{WSP}/h des Mittelquerschnitts aufgetragen. Es wurden nur die Versuche mit einseitig voller und mit beidseitig voller Uferbestockung (relative Trennflächenhöhe $h_T/h = \text{const.}$) und demgegenüber die Versuche ohne Uferbewuchs dargestellt.

In den Versuchen ohne Bewuchs nahm die Dünenlänge mit zunehmender relativer Breite entgegen den Beobachtungen von VAN RIJN/KLAASSEN (1981) in Abb. 5.40 geringfügig ab. Bei den Versuchen mit beidseitig voller Uferbestockung wurden die Dünen mit zunehmender relativer Breite ebenfalls kürzer. Sie waren zudem deutlich kürzer als bei den Versuchen ohne Bewuchs. VAN RIJN/KLAASSEN (1981) beobachteten ebenfalls, daß mit zunehmender Uferrauheit die Dünen kürzer wurden. Bei den Versuchen mit einseitiger Uferbestockung lag die mittlere Länge der Dünen im allgemeinen zwischen der Dünenlänge der Versuche ohne Be-

wuchs und der Dünenlänge der Versuche mit beidseitigem Bewuchs. Eine Angleichung der Dünenlänge für breite Gerinne, bei denen der Einfluß des Uferbewuchses immer geringer wurde, konnte bei den untersuchten Randbedingungen aufgrund der extremen Trennflächenrauheit nicht festgestellt werden.

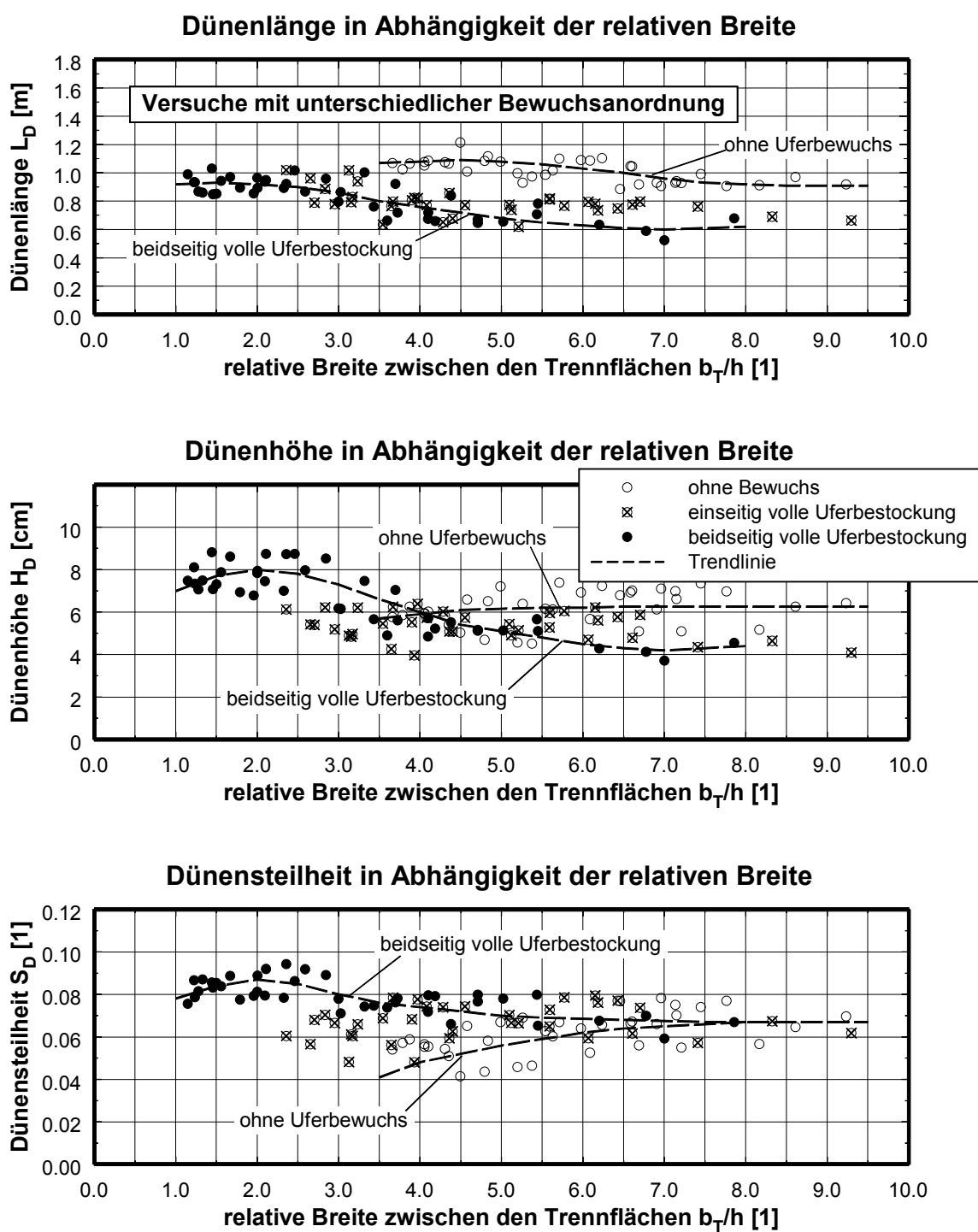


Abb. 5.39: Veränderung der mittleren Dünengeometrie bei variierender relativer Gewässerbreite b_T/h

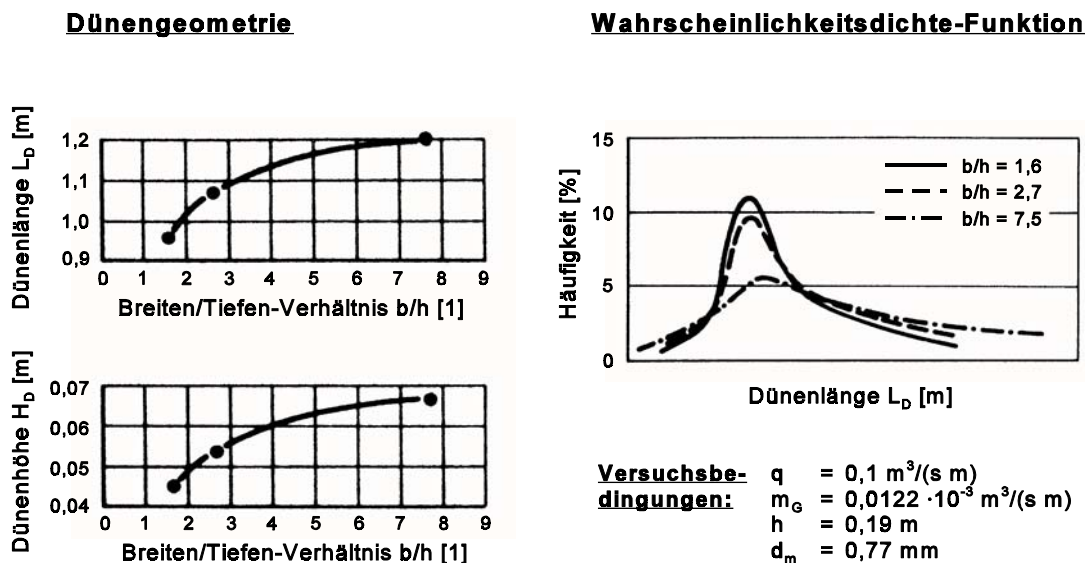


Abb. 5.40: Einfluß des Breiten/Tiefen-Verhältnisses auf die Dünengeometrie und die Verteilung der Dünenlänge nach VAN RIJN/KLAASSEN (1981)

Die Gerinnebreite wirkte sich bei den Versuchen ohne Bewuchs kaum auf die Dünenhöhe H_D aus. Für einseitigen Bewuchs waren die Dünen i.d.R. etwas niedriger als ohne Bewuchs und ebenfalls kaum von der relativen Gerinnebreite abhängig. Qualitativ entsprach das den Beobachtungen von VAN RIJN/KLAASSEN (1981) in Abb. 5.40, unten links. In den Versuchen mit beidseitigem Bewuchs zeigte sich dagegen ein recht großer Einfluß der relativen Breite zwischen den Trennflächen. Für Gerinne mit $b_T/h \lesssim 4$ waren die Dünen in den Versuchen mit beidseitiger Uferbestockung z.T. deutlich höher als bei den Versuchen ohne Bewuchs; für breitere Gerinne als $b_T/h \gtrsim 4$ waren die Dünen dagegen niedriger. Eine Angleichung der Dünenhöhe der Versuche mit Bewuchs an die Dünenhöhe der Versuche ohne Bewuchs konnte bei der realisierbaren Breite der Versuchsrinne im Rahmen dieser Versuche nicht festgestellt werden.

Die Dünensteilheit S_D verhielt sich äquivalent zur Dünenhöhe, da die Dünenlängen vergleichsweise geringen Änderungen unterworfen waren. Für die Versuche ohne Bewuchs nahm die Steilheit bis zu einer relativen Gerinnebreite von $b_T/h \approx 7,5$ zu. Für breitere Gerinne blieb sie im Rahmen der Genauigkeit der durchgeführten Versuche mit einer Steilheit von $S_D \approx 0,068$ konstant. Die Dünen waren damit für breite Gerinne geringfügig steiler als die von YALIN/KARAHAN (1979) angegebene Grenze von $S_{D, \max} = 0,06$ (für $Re^* \geq 25$ und $h/d_{50} \geq 100$).

YALIN/KARAHAN (1979) geben als Breiten/Tiefen-Verhältnis eines Gerinnes, bei dem kein

Einfluß der Gewässerbreite mehr vorliegt, einen Wert von $b/h \geq 5$ an. Bei diesem Breiten/Tiefen-Verhältnis lag sowohl bei den Versuchen ohne Bewuchs als auch bei den Untersuchungen von VAN RIJN/KLAASSEN (1981) noch ein Einfluß der Gerinnebreite auf die Dünenlänge vor.

Für die Versuche mit beidseitiger Uferbestockung war die Dünensteilheit deutlich größer als in den Versuchen ohne Bewuchs. Die steilsten Dünen traten in den Versuchen mit einer relativen Breite von $b_T/h \approx 1,5$ bis 2,5 auf. Bei einem Verhältnis von $b_T/h \geq 7,5$ war die Steilheit in den Versuchen mit und ohne Uferbewuchs identisch, obwohl die Länge und Höhe der Dünen noch signifikant voneinander abwichen. Für die Versuche mit einseitiger Uferbestockung lag die Dünensteilheit im allgemeinen zwischen den Steilheiten der Versuche ohne Bewuchs und der Versuche mit beidseitigem Bewuchs.

Einfluß der relativen Trennflächenhöhe

Die relative Trennflächenhöhe h_T/h wirkte sich im wesentlichen in schmalen Gerinnen auf die Dünengeometrie aus, s. Abb. 5.41. In den Versuchen mit einer Sohlenbreite von $b_{so} = 0,400$ m war ein signifikanter Einfluß der relativen Trennflächenhöhe h_T/h feststellbar, in den Versuchen mit größerer Sohlenbreite war der Einfluß derart gering, daß er in dieser mittleren Betrachtung kaum noch zum Ausdruck kam.

Die Dünenlänge nahm mit zunehmender relativer Trennflächenhöhe h_T/h geringfügig ab. In den Versuchen mit beidseitig voller Uferbestockung ($h_T/h = 1,0$) waren die Dünen geringfügig kürzer als in den Versuchen ohne Bewuchs ($h_T/h = 0,0$), s.a. Abb. 5.39.

Der Einfluß der relativen Trennflächenhöhe auf die Dünenhöhe ist im Gegensatz zum Einfluß auf die Dünenlänge sehr markant. Für die Versuche mit $b_{so} = 0,400$ m traten die höchsten Dünen nicht bei einer vollen Uferbestockung auf, sondern bei einer relativen Trennflächenhöhe von $h_T/h \approx 0,8$. Die Makroturbulenzen konnten sich offensichtlich bei dieser relativen Trennflächenhöhe optimal ausbreiten. In den Versuchen mit $b_{so} = 0,933$ m und 1,200 m traten in den Randbereichen genau so hohe Dünen auf wie bei $b_{so} = 0,400$ m (s. Anlage 9, Versuche mit teilbewachsenen Böschungen). Aufgrund der Mittelwertbildung über den gesamten Querschnitt wirkten sich diese Randbereiche aber kaum noch auf das Gesamtmittel aus.

Die Dünensteilheit verhielt sich aufgrund der kaum beeinflussten Dünenlängen vergleichbar zu den Dünenhöhen. Für die Versuche mit einer Sohlenbreite von $b_{so} = 0,400$ m traten die steilsten Dünen bei einer relativen Trennflächenhöhe von etwa $h_T/h \approx 0,8$ auf. Bei den breiteren Sohlen war der Einfluß der relativen Trennflächenhöhe auf die mittlere Dünensteilheit aufgrund der Mittelwertbildung kaum noch feststellbar.

den Verfahren zur Berechnung des Trennflächenwiderstandes nach MERTENS und PASCHE (DVWK 220/1991) für teilbewachsene Böschungen den Trennflächenwiderstand zu niedrig erfassen. Die Makroturbulenzen können sich offenbar bei teilbestockten Böschungen besser ausbreiten und führen im Gegensatz zu einer vollen Uferbestockung zu wesentlich größeren Fließwiderständen in der Trennfläche bzw. zu höheren und steileren Dünen an der Gewässer-sole.

5.4.5 Gegenüberstellung gemessener und berechneter Dünensteilheiten

Zur Ermittlung der Dünensteilheit existiert eine Vielzahl von Berechnungsansätzen. Die Dünensteilheit ist nach YALIN/SCHUEERLEIN (1988) und VAN RIJN (1984) eine der maßgebenden geometrischen Größen zur Erfassung des Formwiderstandes der Sohle. Während in früheren Arbeiten eine stetig steigende Beziehung zwischen der relativen Schubspannung Fr^*/Fr_{cr}^* und der Dünensteilheit angenommen wurde (z.B. YALIN, 1964), erfassen später entwickelte Ansätze die tatsächlichen Verhältnisse wesentlich besser, s. FREDSE (1975), YALIN/KARAHAN (1979), VAN RIJN (1984). Nach Erreichen einer Maximalsteilheit $S_{D, max}$ werden die Dünen im Übergangsregime mit weiter ansteigenden Schubspannungen wieder flacher, bis schließlich wieder eine ebene Sohle auftritt, s.a. Abb. 2.2.

Die Dünensteilheit ist nach YALIN/KARAHAN (1979) von der relativen Schubspannung Fr^*/Fr_{cr}^* , von der Feststoff-Reynolds-Zahl Re^* und von der relativen Rauheit h/d_{50} abhängig. YALIN/KARAHAN entwickelten einen Ansatz zur Berechnung der Dünensteilheit S_D für $Re^* \geq 25$ (kein Zähigkeitseinfluß). Für größere Wassertiefen als $h/d_{50} \geq 100$ ist auch der Einfluß der relativen Rauheit nicht mehr nachweisbar. In den Versuchen dieser Arbeit lag die relative Rauheit mit $(h/d_{50})_{min} = 146$ jeweils deutlich höher.

Abb. 5.42 zeigt einen Vergleich der gemessenen Dünensteilheiten mit den Berechnungsansätzen von FREDSE (1975) und YALIN/KARAHAN (1979). Nach FREDSE (1975) gilt für die Steilheit:

$$S_D = \frac{1}{8,4} \left(1 - \frac{0,06}{Fr_{so}^*} - 0,4 Fr_{so}^* \right)^2 \quad (5.56)$$

für: vernachlässigbaren Zähigkeitseinfluß ($Re^* \geq 100$)

YALIN/KARAHAN (1979) berechnen die Dünensteilheit wie folgt:

$$S_D = 0,0127 \left(\frac{Fr_{so}^*}{Fr_{cr}^*} - 1 \right) e^{-\frac{\left(\frac{Fr_{so}^*}{Fr_{cr}^*} - 1 \right)}{c}} \quad (5.57)$$

mit:	$c = 2,03$	für:	$20 \leq h/d_{50} \leq 30$
	$c = 3,85$	für:	$40 \leq h/d_{50} \leq 50$
	$c = 5,78$	für:	$65 \leq h/d_{50} \leq 75$
	$c = 12,84$	für:	$100 \leq h/d_{50}$

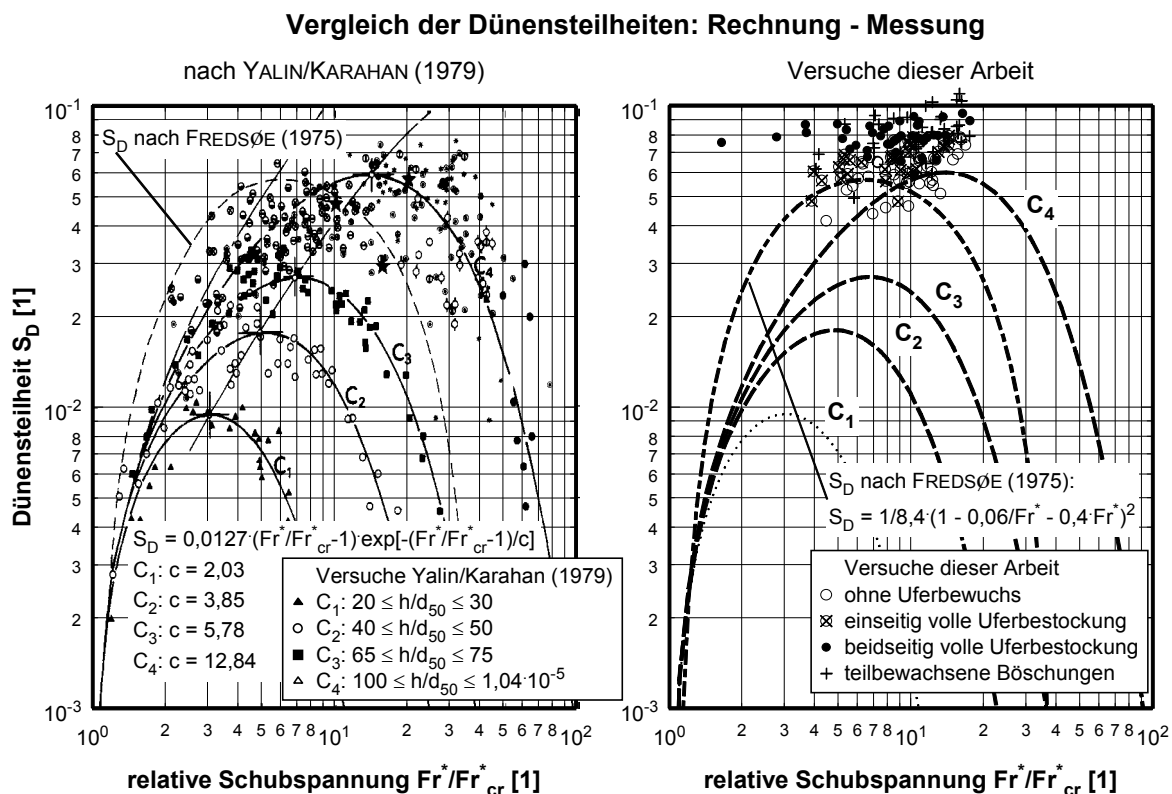


Abb. 5.42: Vergleich der gemessenen Dünensteilheiten mit Berechnungsansätzen von FREDSE (1975) und YALIN/KARAHAN (1979)

Für die Versuche ohne Bewuchs lagen die gemessenen Steilheiten im Mittel geringfügig höher als mit dem Berechnungsansatz nach YALIN/KARAHAN (1979), Gl. 5.57. Die Streubreite der Versuche war aber vergleichbar zur Streubreite der Meßdaten, an denen der Ansatz von YALIN/KARAHAN (1979) entwickelt wurde. Der grundsätzliche Verlauf stimmte im untersuchten Fr^*/Fr_{cr}^* -Bereich mit Gl. 5.57 überein. Für abnehmende relative Schubspannungen wurden die Dünen flacher.

Die Dünen der Versuche mit Bewuchs waren z.T. deutlich steiler als in den Versuchen ohne Bewuchs. Eine signifikante Abhängigkeit der Dünensteilheit von der relativen Schubspannung war weder bei ein- noch beidseitiger Uferbestockung noch bei teilbewachsenen Böschungen

erkennbar. Eine sichere Berechnung der Dünensteilheit bei Fließgewässern mit Uferbewuchs ist insbesondere bei schmalen Gewässern mit Gl. 5.56 und 5.57 nicht mehr möglich.

5.4.6 Zusammenfassung

In den Versuchen traten ausnahmslos Dünen, z.T. mit kleinen Riffeln überlagert, auf. Es wurden nur die Dünenstrukturen betrachtet, weil die Riffel bei den Versuchen dieser Arbeit nur einen untergeordneten Einfluß auf das hydraulisch-sedimentologische System ausübten.

Die Auswirkungen des Uferbewuchses auf die Dünengeometrie waren erheblich. Die vegetationsbedingten Makroturbulenzen führten zu einer intensiven Sohlenbelastung nahe der Bewuchszonen und somit zu einem ungleichmäßigen Höhenprofil im Gerinnequerschnitt. Die Dünentäler wurden am Böschungsfuß tiefer, d.h. die Dünen wurden insgesamt höher. Da die Dünen i.d.R. über die gesamte Sohlenbreite reichten und somit an allen Stellen der Sohle nahezu gleich lang waren, wurden die Dünen auch steiler. Außerdem wurden die Dünen durch den Trennflächeneinfluß vergleichmäßigt. Im Bereich der Dünentäler trat am Böschungsfuß ein nennenswerter Quertransport auf.

Für eindimensionale Berechnungsansätze, z.B. zur Berechnung des Fließwiderstandes der Sohle, sind die mittleren Dünenabmessungen über die gesamte Sohlenbreite von Bedeutung. Neben der relativen Breite b_T/h beeinflusste auch die relative Trennflächenhöhe h_T/h die Dünengeometrie nachhaltig. Die steilsten Dünen traten nicht für eine volle Uferbestockung, sondern für relative Trennflächenhöhen von $h_T/h \approx 0,8$ auf. Der Einfluß der relativen Trennflächenhöhe ging mit zunehmender Gewässerbreite zurück.

Insgesamt waren die Dünen mit Uferbewuchs deutlich steiler als der von YALIN/KARAHAN (1979) angegebene Grenzwert von $S_{D, \max} = 0,06$. Sie erreichten im Extremfall eine Steilheit von $S_D \approx 0,11$ für beidseitig teilbewachsene Böschungen und $b_{So} = 0,400$ m. Da die Dünensteilheit einen maßgeblichen Einfluß auf das Widerstandsverhalten der Gewässersohle besitzt, ist die Integration dieser Erkenntnisse in die Widerstandsbeziehungen der alluvialen Gewässersohle anzustreben.

5.5 Anmerkungen zur akustischen Feststofftransportmessung

Die im Rahmen dieser Arbeit neu entwickelte akustische Feststofftransportmessung ermöglichte für die Geschiebeuntersuchungen sehr präzise Messungen. In Abb. 5.43 sind die Ergebnisse einer Kalibriermessung und von zwei Versuchen gegenübergestellt.

Im oberen Bild 1 sind die Einzelmessungen einer Kalibriermessung mit jeweils konstanter Sedimentzugabe (für insgesamt fünf Transportraten) dargestellt. Die Bilder 2 bis 4 der Abb. 5.43 zeigen beispielhaft den Geschiebetrieb während zweier Versuche; Bild 2 ist ein zeitlicher Ausschnitt aus Bild 3. Es handelt sich um folgende Versuche:

- $b_{so} = 0,400 \text{ m}$; volle, beidseitige Uferbestockung: $Q = 40,0 \text{ l/s}$; $m_F = 36,0 \text{ g/(s m)}$
- $b_{so} = 0,400 \text{ m}$; kein Bewuchs: $Q = 40,0 \text{ l/s}$; $m_F = 39,8 \text{ g/(s m)}$

Der Vergleich der Bilder 1 und 2 verdeutlicht, daß die Schwankungen in der Transportmessung, die während der Kalibrierung auftraten, signifikant geringer waren als die Schwankungen, die während eines Versuches aufgetreten sind. Die erzielte Genauigkeit des neuen Meßverfahrens ist demzufolge für derartige Anwendungen als sehr gut zu bezeichnen.

Die Schwankungen in der Kalibriermessung resultierten aus Turbulenzballen (Pulsationen) in der Rohrleitung. Versuche mit Diffusoren bzw. deutlich höheren Fließgeschwindigkeiten in der Rohrleitung brachten keine nennenswerte Reduktion der Streuungen für konstanten Transport. Die Turbulenzballen waren systembedingt.

Durch den Uferbewuchs wurden die Transportkörper vergleichmäßig. Dies spiegelte sich in der zeitlichen Entwicklung des Geschiebetransports wider. Der Durchgang einzelner Dünen war sehr deutlich zu erkennen (Bild 2 und 3). Beim Durchgang des Dünentales erfolgte kaum noch Geschiebetransport. In dem dargestellten Versuch ohne Bewuchs (Bild 4) waren die Schwankungen dagegen deutlich größer, da die Transportkörper wesentlich ungleichmäßiger waren.

In der langzeitlichen Entwicklung beider Versuche (Bild 3 und 4) ist ansatzweise erkennbar, daß sich das hydraulisch-sedimentologische Gleichgewicht erst nach ca. 6 Versuchsstunden eingestellt hatte. Der Geschiebetrieb war bis zu diesem Zeitpunkt noch geringfügig höher als am Ende des Versuchs. Bei anderen Versuchen war die Anlaufphase des Versuch z.T. wesentlich deutlicher erkennbar.

Die neu entwickelte akustische Feststofftransportmessung hat sich in der Versuchsanwendung in hohem Maße bewährt. Die für sedimentologische Untersuchungen hohe zeitliche Meßauflösung (je 40 Sekunden ein Meßwert) ermöglichte eine quasikontinuierliche Transportmessung, mit der ein vertiefter Einblick in die Transportmechanismen gewonnen werden konnte.

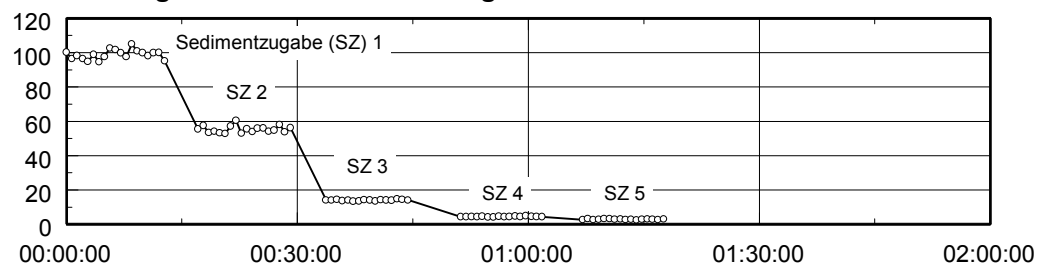
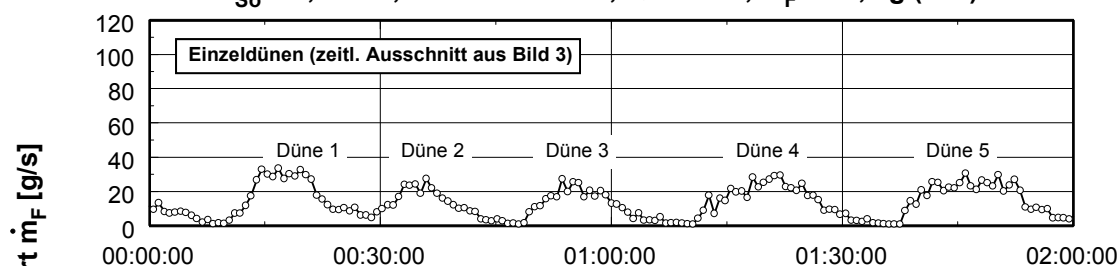
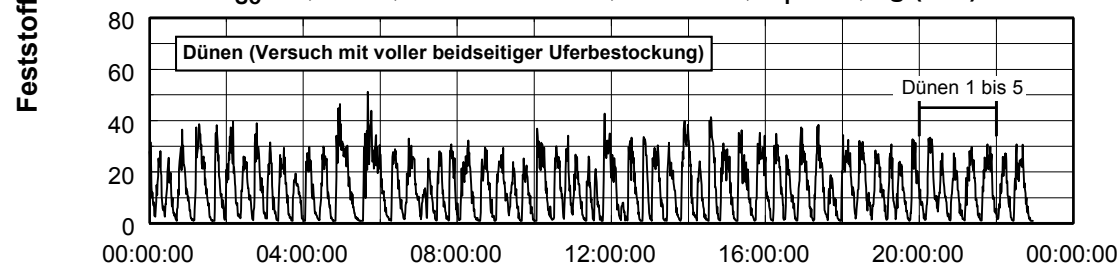
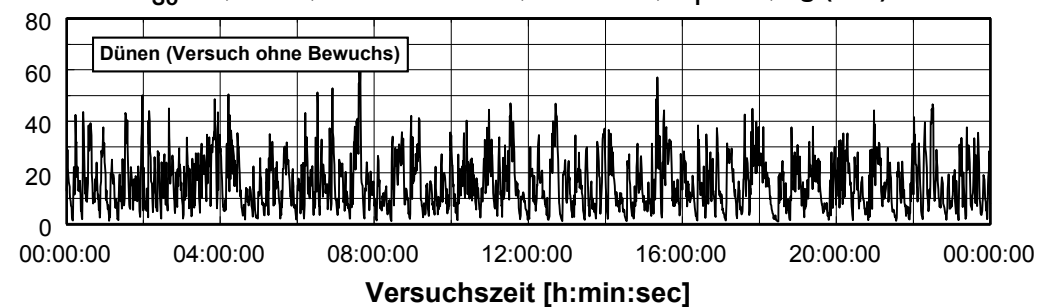
Kalibrierung: konstante Sedimentzugabe**Bild 1****Versuch: $b_{s0} = 0,400$ m, voller Bewuchs, $Q = 40$ l/s, $m_F = 36,0$ g/(s m)****Bild 2****Versuch: $b_{s0} = 0,400$ m, voller Bewuchs, $Q = 40$ l/s, $m_F = 36,0$ g/(s m)****Bild 3****Versuch: $b_{s0} = 0,400$ m, ohne Bewuchs, $Q = 40$ l/s, $m_F = 39,8$ g/(s m)****Bild 4**

Abb. 5.43: Beispiele zur Transportmessung: Kalibriermessung und zwei Versuche

6 Anwendungsbeispiel

6.1 Vorbemerkungen

Im Abschnitt 2 wurden die Grundlagen der hydraulisch-sedimentologischen Berechnungen erläutert. Darauf aufbauend wurden im Abschnitt 5.2 die Trennflächenverfahren von MERTENS und PASCHE (s. DVWK 220/1991) für Trapezgerinne mit starrem, durchströmten Böschungsbewuchs um den Geometriebeiwert c_{Geo} erweitert. Im Abschnitt 5.3 wurde der dimensionsanalytisch hergeleitete Bewuchsbeiwert σ_B , der den Einfluß der vegetationsbedingten Makroturbulenz auf den Geschiebetransport erfaßt, anhand der experimentellen Untersuchungen quantifiziert. An einem naturnahen Fließgewässer mit beidseitigem Böschungsbewuchs werden die Ergebnisse dieser Arbeit beispielhaft angewendet, s. Abb. 6.1.

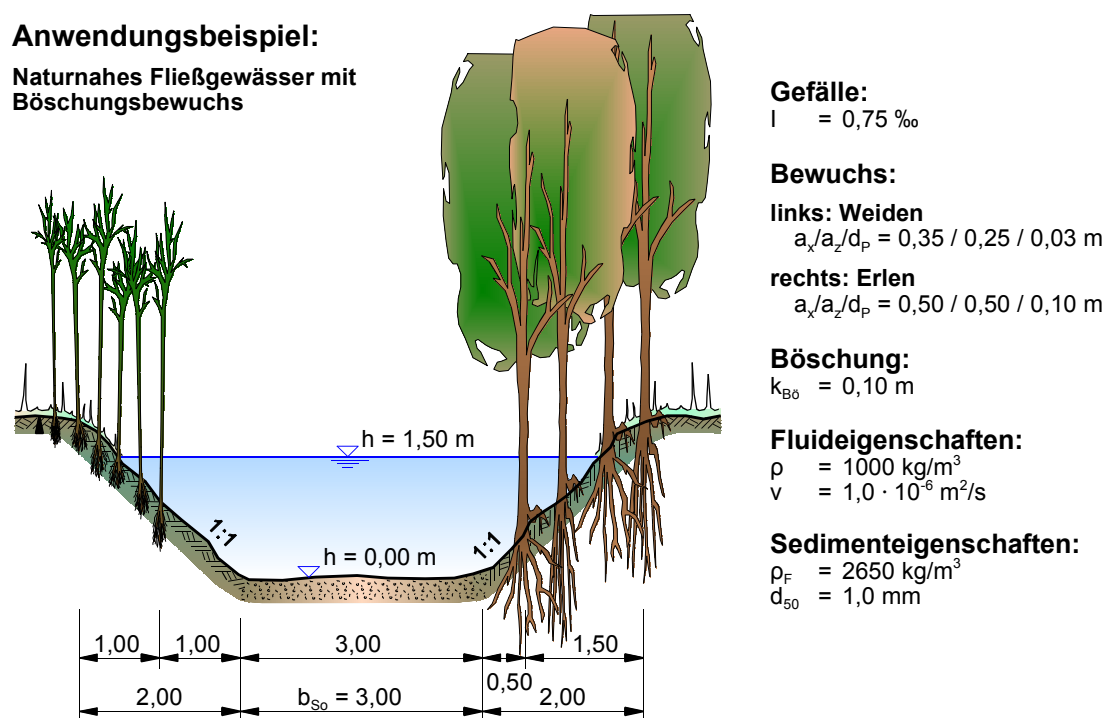


Abb. 6.1: Prinzipskizze des Anwendungsbeispiels: Naturnahes Fließgewässer mit Böschungsbewuchs

Im einzelnen werden folgende Aspekte erläutert:

- Die Vorgehensweise der hydraulisch-sedimentologischen Berechnungen wird dargestellt.⁵

⁵ Analog zu dem Anwendungsbeispiel wurden auch die hydraulisch-sedimentologischen Berechnungen dieser Arbeit durchgeführt. Andere als die im Beispiel verwendeten Berechnungsansätze wurden sinngemäß angewendet.

- Der Einfluß des Uferbewuchses auf das hydraulisch-sedimentologische System wird anhand einer Vergleichsberechnung für den Querschnitt ohne Uferbewuchs verdeutlicht.
- Der Einfluß der erweiterten Berechnungsansätze gegenüber den bisherigen Berechnungsansätzen wird aufgezeigt.

6.2 Hydraulische Berechnung

Verwendete Berechnungsansätze

In Abb. 6.1 ist der Gewässerquerschnitt des Anwendungsbeispiels dargestellt. Es wurde der Abfluß für die Wassertiefe $h = 1,50$ m berechnet. Die unterschiedlichen Rauheiten im Querschnitt wurden nach dem Einflußflächenverfahren von EINSTEIN (1934) und HORTON (1933) berücksichtigt. Im einzelnen wurden folgende Ansätze verwendet:

- Sohlenwiderstand unter Berücksichtigung der Transportkörper: ENGELUND (1967), s. Anlage 1
- Böschungswiderstand: universelles logarithmisches Fließgesetz, Gl. 2.6
- Trennflächenwiderstand: Trennflächenverfahren nach MERTENS (DVWK 220/1991 und Abschnitte 2.2.4.3 und 5.2.4.1 bzw. 5.2.6)
- Abfluß in den Bewuchsquerschnitten: Formwiderstand des Pflanzenkollektivs nach LINDER⁶ (1982); zusätzlicher Abfluß im Bewuchsquerschnitt aufgrund der beschleunigend wirkenden Schubspannung in der Trennfläche nach BERTRAM (1985), s. Abschnitt 2.2.4.2.

Der Einfluß des Uferbewuchses auf den Abfluß und der Einfluß des erweiterten Trennflächenverfahrens von MERTENS wird verdeutlicht. Es wurden folgende Fälle verglichen:

- Gesamtabfluß für den Querschnitt ohne Uferbewuchs
- Gesamtabfluß mit Uferbewuchs: Trennflächenwiderstand mit dem erweiterten Trennflächenverfahren von MERTENS, s. Abschnitt 5.2.4.1 bzw. 5.2.6.
- Gesamtabfluß mit Uferbewuchs: Trennflächenwiderstand mit dem Trennflächenverfahren von MERTENS, wie in DVWK 220/1991 dargestellt, s.a. Abschnitt 2.2.4.3

⁶ Die Überlagerung des Pflanzen- und Böschungswiderstandes im Bewuchsquerschnitt wird nach EINSTEIN/BANKS (1950) durchgeführt und die Teilradialen R_p und R_{B0} werden mit dem Einflußflächenverfahren von EINSTEIN (1934) und HORTON (1933) berechnet, vgl. Abschnitt 2.2.4.5.

Berechnungsergebnisse

In Anlage 10 ist die detaillierte Abflußberechnung des Querschnitts mit Uferbewuchs für die Wassertiefe $h = 1,50$ m aufgeführt. Der Trennflächenwiderstand wurde in Anlage 10 mit dem erweiterten Trennflächenverfahren nach MERTENS berechnet.

Berechnungsgröße	ohne Uferbewuchs	mit Uferbewuchs: Trennflächenwiderstand nach MERTENS	
		erweitert nach Abschnitt 5.2.4.1	gemäß DVWK 220/1991
Mittelquerschnitt:			
Abfluß Q_M [m^3/s]	6,381	4,719	5,226
Fließgeschwindigkeit $v_{m,M}$ [m/s]	0,945	0,770	0,853
Geometriebeiwert li./re. c_{Geo} [1]	-	3,889 / 3,323	-
Trennflächenwiderstand li./re. λ_T [1]	-	0,1413 / 0,1932	0,0838 / 0,1168
hydr. Radius der Sohle R_{So} [m]	1,038	0,700	0,863
Bewuchsquerschnitte li./re.:			
Abfluß $Q_{B, ges, li.} / Q_{B, ges, re.}$ [m^3/s]	-	0,033 / 0,122	0,030 / 0,110
Abfluß ohne Berücksichtigung der Trennflächenschubspannung $Q_{B, li.} / Q_{B, re.}$ [m^3/s]	-	0,019 / 0,076	0,019 / 0,076
zusätzl. Abfluß infolge der Trennflächenschubspannung $\Delta Q_{B, li.} / \Delta Q_{B, re.}$ [m^3/s]	-	0,014 / 0,046	0,011 / 0,034
Gesamtquerschnitt:			
Gesamtabfluß $Q_{ges} = Q_M + Q_B$ [m^3/s]	6,381	4,873	5,365

Tab. 6.1: Wesentliche hydraulische Berechnungsergebnisse des Anwendungsbeispiels

Der Einfluß des Uferbewuchses auf den Abfluß des Beispielgewässers ist erheblich, s. Tab. 6.1: der Abfluß geht von $6,381 m^3/s$ auf $4,873 m^3/s$, d.h. um 23 %, zurück. Zum Vergleich: die Berechnung gemäß DVWK 220/1991 mit dem Trennflächenverfahren von MERTENS ergibt einen Rückgang auf lediglich $5,365 m^3/s$, d.h. um 16 %.

Unter Verwendung des Trennflächenverfahrens von PASCHE ergibt sich der Gesamtabfluß zu $Q_{ges} = 4,785 m^3/s$ mit der Erweiterung gemäß Abschnitt 5.2.4.2 bzw. $Q_{ges} = 5,212 m^3/s$ gemäß DVWK 220/1991 (ohne die Erweiterung). Der Abfluß geht also gegenüber den Verhältnissen ohne Uferbewuchs um 25 % bzw. um 18 % zurück. Unter dem Aspekt der Genauigkeit ist die Wahl des Berechnungsverfahren für die Trennflächen (nach MERTENS oder PASCHE) von untergeordneter Bedeutung.

Die relativ großen Differenzen, die sich aus der Erweiterung der Trennflächenverfahren von MERTENS und PASCHE ergaben, treten nur bei teilbewachsenen Böschungen auf. Bei Vergleichsberechnungen mit voller Uferbestockung wurde der Trennflächenwiderstand mit beiden Verfahren auch ohne die Erweiterung recht genau erfaßt. Die Erweiterung der Trennflächenverfahren weist für eine volle Uferbestockung nur noch einen geringen Einfluß auf.

Der Abfluß in den Bewuchsquerschnitten ist nur gering. Der Abflußanteil ΔQ_B , der aus den beschleunigend wirkenden Schubspannungen in der Trennfläche resultiert, macht in diesem Beispiel zwar ca. 40% des Abflusses im Bewuchsquerschnitt $Q_{B, ges}$ aus, aber nur ca. 1% des Gesamtabflusses. Die in DVWK 220/1991 vorgeschlagene Vereinfachung für ingenieurpraktische Anwendungen, diesen zusätzlichen Abflußanteil in der Berechnung zu vernachlässigen, führt nur zu kleinen Abflußdifferenzen beim Gesamtabfluß. Verglichen mit anderen Unsicherheiten, z.B. bei der Erfassung der Bewuchsabmessungen a_x , a_z und d_p , sind diese Abflußdifferenzen marginal.

6.3 Sedimentologische Berechnung

Verwendete Berechnungsansätze

Die Eingangsgrößen der sedimentologischen Berechnung wurden der hydraulischen Berechnung mit dem erweiterten Trennflächenverfahren von MERTENS entnommen, s. Abschnitt 6.2 und Anlage 10. Der Geschiebetransport wurde mit folgenden Ansätzen berechnet:

- Gesamttransport nach ENGELUND/HANSEN (1967)
- Geschiebetransport nach MEYER-PETER/MÜLLER (1948)

Zur Verdeutlichung des Bewuchseinflusses wurden folgende Vergleichsberechnungen durchgeführt:

- Geschiebetransport unter Berücksichtigung der vegetationsbedingten Makroturbulenzen:
 - Bewuchsbeiwert σ_B gemäß Abschnitt 5.3.4 bzw. Tab. 5.12
 - Bewuchsbeiwert σ_{MT} nach MERTENS (1994), s. Gl. 2.49, 2.51 und 2.52
- Geschiebetransport unter Vernachlässigung der vegetationsbedingten Makroturbulenzen

Berechnungsergebnisse

Die detaillierte Transportberechnung sowie die Berechnung des Bewuchsbeiwertes σ_B ist in Anlage 10 dargestellt. Die wesentlichen Ergebnisse der Transportberechnung sind in Tab. 6.2 zusammengefaßt.

Berechnungsgröße	Berechnungsergebnis nach	
	ENGELUND/HANSEN (1967)	MEYER-PETER/MÜLLER (1948)
Eingangsgrößen der hydraulischen Berechnung:		
sohlenbezogene Feststoff-Froude-Zahl Fr_{so}^* [1]	0,3183	
kritische Feststoff-Froude-Zahl Fr_{cr}^* [1]	0,0332	
Geschiebetransport unter Vernachlässigung der vegetationsbedingten Makroturbulenz:		
Feststofftransportzahl ϕ_o^* [1]	0,2633	0,1930
Geschiebetransport \dot{m}_F [kg/s]	0,266	0,195
Bewuchsbeiwerte:		
gemäß Abschnitt 5.3.4 bzw. Tab. 5.12 σ_B [1]	1,29	
nach MERTENS (1994) σ_{MT} [1]	1,20	1,22
Geschiebetransport unter Berücksichtigung der vegetationsbedingten Makroturbulenz:		
mit Bewuchsbeiwert σ_B gemäß Abschnitt 5.3.4:		
Feststofftransportzahl ϕ^* [1]	0,3405	0,2496
Geschiebetransport \dot{m}_F [kg/s]	0,344	0,253
mit Bewuchsbeiwert σ_{MT} nach MERTENS (1994):		
Feststofftransportzahl ϕ^* [1]	0,3147	0,2345
Geschiebetransport \dot{m}_F [kg/s]	0,318	0,237

Tab. 6.2: Wesentliche sedimentologische Berechnungsergebnisse des Anwendungsbeispiels

Die vom Uferbewuchs erzeugten Makroturbulenzen führen zu einem höheren Geschiebetransport. Der Bewuchsbeiwert σ_B ergab sich unabhängig vom Transportansatz zu $\sigma_B = 1,29$. Nach MERTENS (1994) war der Makroturbulenz-Beiwert σ_{MT} etwas niedriger. Abhängig von der Feststoffkonzentration ergab er sich für die Berechnung nach ENGELUND/HANSEN (1967) zu $\sigma_{MT} = 1,20$ bzw. mit dem Geschiebetransportansatz nach MEYER-PETER/MÜLLER (1948) zu $\sigma_{MT} = 1,22$. Die Unterschiede der Bewuchsbeiwerte σ_B und σ_{MT} hängen stark von den Verhältnissen des Gewässers ab. In Vergleichsberechnungen mit anderen Wasserständen, Gerinnequerschnitten und Bewuchsanordnungen ergaben sich nach MERTENS (1994) auch größere Bewuchsbeiwerte σ_{MT} als sie mit dem hier ermittelten Beiwert σ_B berechnet wurden. Insbesondere für teilbewachsene Böschungen können größere Unterschiede auftreten.

Neben dem Einfluß des Randgehölzes wird mit dem Anwendungsbeispiel auch der Einfluß des gewählten Transportansatzes deutlich, s. Tab. 6.2. Nach ENGELUND/HANSEN (1967) ergab sich ein um 36% höherer Geschiebetransport als mit dem Ansatz von MEYER-PETER/MÜLLER

(1948). Für Berechnungen des absoluten Geschiebetransports sollten Vergleichsberechnungen mit mehreren Transportansätzen durchgeführt werden, um einen geeigneten Ansatz auszuwählen. Liegen Geschiebemessungen vor, sollten die Meßwerte unbedingt zur Auswahl eines Transportansatzes herangezogen werden.

6.4 Abschließende Anmerkungen

Anmerkung zum Anwendungsbeispiel

Bei dem Anwendungsbeispiel handelt es sich um isoliert betrachtete Berechnungen, bei denen die morphologischen Randbedingungen (Geometrie, Gefälle) konstant gehalten wurden. Langfristig betrachtet werden sich die vom Oberwasser herantransportierten Abfluß- und Geschiebemengen nicht ändern, da die Kontinuität im Gewässerlängsschnitt unabhängig vom Uferbewuchs gewahrt bleibt. Es werden sich aufgrund des Bewuchses morphologische Veränderungen des Gewässers gegenüber dem unbewachsenen Querschnitt ergeben (Änderung des Gefälles und des Wasserstandes, Auflandung oder Eintiefung der Gewässersohle), vgl. MERTENS (1994).

Hinweis zur Abflußberechnung

Im allgemeinen ist bei hydraulischen Berechnungen, insbesondere im Rahmen von eindimensionalen Wasserspiegellagenberechnungen, ein Gesamtabfluß Q_{ges} vorgegeben und der zugeordnete Wasserstand h ist zu berechnen. In diesem Fall ist die hydraulische Berechnung wie folgt anzupassen:

Wird der beschleunigend wirkende Anteil der Schubspannungen in der Trennfläche für die Abflußberechnung im Bewuchsquerschnitt berücksichtigt, ist in einer übergeordneten Iterationschleife zunächst die Aufteilung des Abflusses auf Bewuchs- und Mittelquerschnitt zu schätzen und dann iterativ zu bestätigen. Die Abflaufaufteilung wurde richtig angenommen, wenn die Wasserspiegel im Bewuchs- und Mittelquerschnitt gleich sind. Als Variable in den hydraulischen Berechnungen tritt anstatt der Fließgeschwindigkeit v_m der Wasserstand h auf.

Für ingenieurpraktische Anwendungen ist es i.d.R. nicht erforderlich, den zusätzlichen Abfluß infolge der Trennflächenschubspannungen zu berücksichtigen, DVWK 220/1991. In diesem Fall kann für den iterativ angenommenen Wasserstand h direkt der Abfluß in den Bewuchsquerschnitten und daraus folgend der Abfluß im unbewachsenen Mittelquerschnitt berechnet werden.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Zusammenfassung

Die Aufgaben des Flußbaus und der Gewässerunterhaltung haben sich in den vergangenen Jahrzehnten stark gewandelt. Während früher die Fließgewässer primär unter wasserwirtschaftlichen Gesichtspunkten ausgebaut und unterhalten wurden, stehen heutzutage häufig ökologische und landschaftsgestalterische Aspekte im Vordergrund. So werden insbesondere an kleineren Wasserläufen die Unterhaltungsarbeiten eingeschränkt oder gezielt Maßnahmen durchgeführt, die das Gewässer einem naturnahen Zustand zuführen sollen. Dabei übernimmt die Vorland- und Böschungsvegetation eine wesentliche Schutzfunktion und schafft wertvollen Lebensraum für die Fauna nahe des Gewässers.

Im allgemeinen werden die Strömungsverhältnisse des Gewässers von durchströmten Ufergehölz gravierend beeinflusst. Zwischen der bewachsenen Böschungszone und dem unbewachsenen Mittelquerschnitt bilden sich ausgeprägte Wirbel- und Walzenströmungen mit einem erheblichen Massen- und Impulsaustausch, die den Abflußvorgang erheblich verzögern können. Neben den hydraulischen Verhältnissen wird aber auch der Feststofftransport und damit das gesamte morphologische System eines alluvialen Fließgewässers von dem Uferbewuchs beeinflusst. Zur Quantifizierung der Auswirkungen werden viele der Einzelwirkungen in den hydraulisch-sedimentologischen Berechnungen abstrahiert. Die hydraulischen und sedimentologischen Berechnungen werden entkoppelt und getrennt durchgeführt, wobei die hydraulischen Berechnungen die Eingangsgrößen für die Transportberechnungen liefern (Schubspannungen, Wasserstand, Fließgeschwindigkeit etc.).

In der vorliegenden Arbeit wurden die hydraulisch-sedimentologischen Verhältnisse in einem Trapezgerinne mit variabler Sohlenbreite und starrem, durchströmten baum- und strauchartigen Böschungsbewuchs untersucht. Die sedimentologischen Untersuchungen bezogen sich auf den Geschiebetransport an der Gewässersohle. Die Arbeit ergänzt die hydraulischen Untersuchungen von BERTRAM (1985) und die hydraulisch-sedimentologischen Untersuchungen von EILERS (1990), die aus versuchstechnischen Gründen auf ein kompaktes Trapezgerinne mit konstanter Sohlenbreite und beidseitig voller Uferbestockung beschränkt waren. Es wurden nur eindimensionale Berechnungsverfahren betrachtet.

Ziele der Untersuchung waren

- die Verifizierung der Trennflächenverfahren von MERTENS und PASCHE (s. MERTENS (1989), PASCHE (1984) und DVWK 220/1991) für die neuen Randbedingungen sowie
- die Entwicklung physikalisch begründeter Adaptionen, die den Einfluß der vegetationsbedingten Makroturbulenz auf den Geschiebetransport quantifizieren.

Die Arbeit gliedert sich in hydraulische und hydraulisch-sedimentologische Untersuchungen. Die hydraulischen Versuche (mit fester, ebener Sohle) zeigten, daß die praxisrelevanten Berechnungsansätze von MERTENS und PASCHE den Trennflächenwiderstand bei voller Uferbestockung des Trapezgerinnes gut erfassen, d.h. wenn Randbedingungen vorliegen, für die die Berechnungsverfahren entwickelt wurden. Bei relativ schmalen Gerinnen mit teilbestockten Böschungen wurde dagegen der Trennflächenwiderstand mit beiden Verfahren z.T. deutlich zu niedrig berechnet; in Einzelfällen lag die gemessene Fließgeschwindigkeit im unbewachsenen Mittelquerschnitt bis zu 19% unter dem berechneten Wert. Ingenieurmäßig betrachtet lagen die Berechnungen für diese in der Natur recht häufig vorkommenden Fälle auf der unsicheren Seite. Bei breiteren Gerinnen wurde der Trennflächenwiderstand dagegen geringfügig überschätzt. Zusammenfassend ist festzustellen, daß die Berechnungsverfahren für Gerinne mit anderen geometrischen Randbedingungen (teilweise Uferbestockung) adaptiert werden müssen.

Die Trennflächenverfahren von MERTENS und PASCHE basieren auf dem Konzept einer mitwirkenden Interaktionsbreite. Zur Adaption wurde ein Geometriebeiwert c_{Geo} dimensionsanalytisch hergeleitet, der den Einfluß der geometrischen Randbedingungen des Böschungsbewuchses auf die mitwirkende Breite erfaßt. Er ist abhängig vom relativen Trennflächenabstand b_T/h_T sowie von der relativen Trennflächenhöhe h_T/h . Anhand von hydraulischen Versuchen mit fester Sohle wurde der Geometriebeiwert quantifiziert, s. Tab. 5.2. Ergänzende Geschwindigkeitsmessungen im Querschnitt bestätigten die logarithmische Geschwindigkeitsverteilung infolge des Trennflächenwiderstandes. Der gemessene Abfluß im unbewachsenen Mittelquerschnitt konnte mit den erweiterten Trennflächenverfahren recht genau berechnet werden.

In den sedimentologischen Untersuchungen wurde, dem Hauptziel der Arbeit folgend, ein Bewuchsbeiwert σ_B bestimmt, der die Veränderungen des Geschiebetransports durch den Uferbewuchs erfaßt. Dazu wurden die relativen Abweichungen des berechneten Geschiebetransports der Versuche mit Bewuchs zu den Verhältnissen ohne Bewuchs (für gleiche gemessene Transportraten) betrachtet. Der Bewuchsbeiwert σ_B ist daher abhängig vom Transportansatz. Aufgrund der intensiven Wechselwirkung zwischen der Strömung, der alluvialen Sohle und dem Bewuchs ergab sich eine ähnliche Abhängigkeit des Beiwertes σ_B wie bei den hydraulischen Untersuchungen. Der Bewuchsbeiwert σ_B hing ab vom relativen Trennflächenabstand b_T/h_T , von der relativen Trennflächenhöhe h_T/h und von den Bewuchsgrößen, die in dieser Arbeit mit dem Bewuchsparameter B nach BERTRAM (1985) erfaßt wurden. Für die drei Einflußgrößen wurden hydraulisch wirksame Größen $(b_T/h_T)_{\text{hy}}$, $(h_T/h)_{\text{hy}}$ und B_{hy} definiert. Mit diesen Eingangsgrößen ist es möglich, zwischen den Beiwerten für beidseitig symmetrischen Bewuchs und einseitig voller Uferbestockung einen Bewuchsbeiwert für beliebige Bewuchsanordnungen zu interpolieren.

Die experimentellen Untersuchungen mit beweglicher Sohle zeigten, daß die vegetationsbedingten Makroturbulenzen z.T. massiv auf die alluviale Gewässersohle einwirkten. Die

Auswirkungen auf die Gewässersohle äußerten sich nicht nur in der Beeinflussung der transportierten Geschiebemenge, sondern auch in veränderten Sohlenformationen (steilere und regelmäßigere Dünen). Für die Geschiebemessung, die selbst im Labor relativ schwierig ist, wurde eine neue Meßeinrichtung entwickelt, die - ähnlich wie das qualitativ ausgerichtete Gerät von FELKEL/STÖRMER (1980) - auf akustischer Basis arbeitet.

Obwohl davon auszugehen ist, daß die hydraulischen Eingangsgrößen rechnerisch gut erfaßt werden, lieferte die Geschiebetransportberechnung unter Vernachlässigung der vegetationsbedingten Makroturbulenzen bei schmalen Gerinnen deutlich zu niedrige Werte. Bei einem relativen Trennflächenabstand $(b_T/h_T)_{hy} \lesssim 1,5$ und voller Uferbestockung lag - abhängig vom Transportansatz - der gemessene Geschiebetransport bis zu 300% über dem berechneten Transport. Für breitere Gerinne ging der Einfluß des Uferbewuchses, abhängig von der relativen Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{hy}$, deutlich zurück; z.T. wurde der Geschiebetransport sogar geringfügig überschätzt (bis 25%).

Anhand der hydraulisch-sedimentologischen Versuche ohne Bewuchs wurden aus der Vielzahl der bekannten Transportansätze die Ansätze von BROWNLIE (1981), MEYER-PETER/MÜLLER (1948) und VAN RIJN (1984) ausgewählt, mit denen der Einfluß des Uferbewuchses auf den Geschiebetransport ermittelt wurde. Entsprechend der Versuchsauswertung wird der Bewuchsbeiwert σ_B zunächst für einen beidseitig symmetrischen Standardbewuchs berechnet und dann auf beliebige Bewuchsanordnungen im Querschnitt und im Grundriß übertragen. Die Unterschiede der vom Transportansatz abhängigen Bewuchsbeiwerte waren für alle drei betrachteten Ansätze gering. Es wurde ein mittlerer, vom Transportansatz unabhängiger, Bewuchsbeiwert σ_B in Abhängigkeit der Einflußparameter $(b_T/h_T)_{hy}$, $(h_T/h)_{hy}$ und B_{hy} empfohlen, s. Tab. 5.12.

Der abschließende Vergleich des berechneten Geschiebetransports mit den Meßwerten verdeutlichte den Einfluß des Bewuchsbeiwertes σ_B . Mit Berücksichtigung des Beiwertes wurden die Streuungen signifikant geringer. Die berechneten Feststofftransportzahlen ϕ^* der Versuche ohne und mit Bewuchs fielen dichter zusammen, d.h. der Bewuchseinfluß wurde besser erfaßt.

Ausblick

Der in der vorliegenden Arbeit untersuchte Einfluß von starrem, durchströmten Uferbewuchs auf die hydraulisch-sedimentologischen Verhältnisse in einem Trapezgerinne deckt nur einen Teil des komplexen Zusammenwirkens von Strömung-Sediment-Vegetation natürlicher alluvialer Fließgewässer ab. Weiterer Forschungsbedarf leitet sich nicht nur aus den Ergebnissen dieser Arbeit ab, sondern auch aus der vielfältigen Gewässerstruktur naturnaher Fließgewässer:

- Einfluß der Makroturbulenz auf das Widerstandsverhalten der alluvialen Gewässersohle: In

der vorliegenden Arbeit, wie auch in früheren Untersuchungen (EILERS (1990), NEGRAßUS (1995)), wurde festgestellt, daß die vegetationsbedingte Makroturbulenz die alluviale Gewässersohle nachhaltig beeinflusst (z.B. deutlich steilere Transportkörper). Der durch die Makroturbulenz bedingte, erhöhte Fließwiderstand der Trennflächen wird mit den Trennflächenverfahren erfaßt; die Veränderung der alluvialen Gewässersohle bleibt dagegen i.d.R. unberücksichtigt. EILERS (1990) gibt einen Profilbeiwert α_p an, der die Uferrauheiten bei der Berechnung der Dünensteilheit berücksichtigt. Er wurde in Versuchen mit beidseitig voller Uferbestockung ermittelt. Da nicht bei voller Uferbestockung, sondern bei teilbewachsenen Böschungen die steilsten Dünen auftraten (vgl. Abschnitt 5.4), ist davon auszugehen, daß der Profilbeiwert von EILERS nicht verallgemeinert werden kann.

- Einfluß der Gerinneform: Die Untersuchungen der vorliegenden Arbeit wurden auf Trapezprofile mit baum- und strauchartigem Uferbewuchs begrenzt und sollten auf Doppeltrapezprofile mit Vorlandbewuchs ausgeweitet werden. Die hydraulischen Verhältnisse wurden von PASCHE (1984) eingehend untersucht.
- Einfluß der Bewuchsart: Viele Bewuchsarten sind nicht starr, sondern elastisch (z.B. Weiden, Röhricht, Schilf). Äste und Stengel werden durch den Strömungsdruck in die Strömung geneigt und verändern ihren Fließwiderstand. Auch die submerse Vegetation hat erheblichen Einfluß auf die sohlennahe Geschwindigkeitsverteilung und den Sedimenttransport, vgl. AWAD (1998) bzw. HABER (1982). Der Einfluß der Bewuchsart auf die sedimentologischen Prozesse ist zu untersuchen.
- Einfluß von Ufer- und Vorlandbewuchs auf den Schwebstofftransport: Ein Großteil der Sedimente wird als Schwebstoff transportiert. Die turbulente Strömung hält die feinen Feststoffe im Wasserkörper in Schwebelage. Da durch den Bewuchs die Turbulenzstruktur erheblich beeinflusst wird, sind entsprechende Auswirkungen auf den Schwebstofftransport zu erwarten. Dieses stellt insbesondere für Auflandungsprozesse auf den Vorländern infolge von Hochwasserabflüssen eine wichtige ingenieurpraktische Aufgabenstellung dar.
- Transportbeginn infolge veränderter Turbulenzstrukturen: Der Transportbeginn der Sedimente bzw. die kritische Sohlenschubspannung geht in viele Transportansätze ein (z.B. BROWNLIE (1981), MEYER-PETER/MÜLLER (1948), ZANKE (1987, 1999)). Der Transportbeginn kohäsionsloser Sedimente wird i.d.R. nach SHIELDS (1936) bestimmt. ZANKE (1999) modifiziert den Transportbeginn nach SHIELDS für Transportkörpersohlen. Im allgemeinen wird die veränderte Turbulenzstruktur aber nicht berücksichtigt.

In eindimensionalen Berechnungsansätzen, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit betrachtet wurden, werden die hydraulischen und sedimentologischen Aspekte getrennt. Für ingenieurpraktische Anwendungen der Fließgewässerhydraulik reichen diese relativ einfachen Betrach-

tungen i.d.R. aus. Die physikalischen Prozesse können dagegen in mehrdimensionalen, häufig dreidimensionalen Modellen, detaillierter abgebildet werden.

Die Anwendung mehrdimensionaler Modelle, insbesondere für hydraulisch-sedimentologische Problemstellungen, ist derzeit noch in einem dynamischen Entwicklungsprozeß befindlich. Einerseits ist der Aufwand für die Datengewinnung und -aufbereitung sowie die Kalibrierung der Modelle erheblich und unerlässlich, andererseits können mit kalibrierten Modellen intensive Parameterstudien durchgeführt und die Erkenntnisse wieder auf einfachere Modelle transferiert werden. Durch neuere meßtechnische Verfahren können die notwendigen Einblicke in die physikalischen Prozesse gewonnen und in die Modelle integriert werden.

Literaturverzeichnis

- Ackers, P.; White, W.:** "Sediment Transport: New Approach and Analyses", Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 99, No. HY 11, 1973
- Aksoy, S.:** "Über den Kornwiderstand bei offenen Wasserläufen mit beweglicher Sohle", Mitteilungen des Francius-Instituts für Grund- und Wasserbau der Technischen Hochschule Hannover, Heft 24, 1964
- Alam, A.; Kennedy, J.F.:** Friction Factors for Flow in Sand Bed Channels", Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 95, No. HY 6, 1969
- Allen, J.R.L.:** "Computational methods for dune time-lag: Calculations using Stein's rule for dune height", Sedimentary Geol., 20(3), 1978
- Awad, A.:** "Hydraulic Characteristics of Channels with Submerged Weeds", Mitteilungen des Leichtweiß-Instituts für Wasserbau, TU Braunschweig, Heft 141, 1998
- Bertram, H.-U.:** "Über den Abfluß in Trapezgerinnen mit extremer Böschungsrauheit", Mitteilungen des Leichtweiß-Instituts für Wasserbau, TU Braunschweig, Heft 86, 1985
- Bollrich, G.; Preißler, G.:** "Technische Hydromechanik / 1", 3. Auflage, Verlag für Bauwesen · Berlin · München, 1992
- Brownlie, W.R.:** "Prediction of flow depth and sediment discharge in open channels", W. M. Keck Laboratory of Hydraulics and Water Resources, California Institute of Technology, Pasadena, California, 1981
- Brownlie, W.R.:** "Flow Depth in Sand-Bed Channels", Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, Vol. 109, No. 7, 1983
- Caesperlein, A.:** "Auswertung von Abflußmessungen auf digitalen Rechenanlagen", Besondere Mitteilung zum Deutschen Gewässerkundlichen Jahrbuch, Nr. 29, Bayrische Landesstelle für Gewässerkunde in München (Herausgeber), 1967
- Crickmore, M.J.:** "Effect of Flume Width on Bed-Form Characteristics", Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 96, No. HY 2, 1970

- DFG; 1987:** "Hydraulische Probleme beim naturnahen Gewässerausbau", Herausgeber: G. Rouvé, VCH Verlagsgesellschaft, Weinheim, 1987
- Dietz, J.W.:** "Modellversuche über die Kolkbildung", Die Bautechnik, Heft 5 und 7, 1972
- DVWK 220/1991:** "Hydraulische Berechnungen von Fließgewässern", Merkblätter zur Wasserwirtschaft, Heft 220, Verlag Paul Parey, Hamburg und Berlin, 1991
- DVWK 25/1994:** "Hydraulisch-sedimentologische Berechnungen naturnah gestalteter Fließgewässer / Berechnungsverfahren für die Ingenieurpraxis", DVWK Mitteilungen, Heft 25, Kommissionsvertrieb Wirtschafts- und Verlagsgesellschaft Gas und Wasser mbH, Bonn, 1994
- DVWK 125/1991:** "Schwebstoffmessungen", DVWK Regeln, Heft 125, Verlag Paul Parey, Hamburg und Berlin, 1991
- DVWK 127/1992:** "Geschiebemessungen", DVWK Regeln, Heft 127, Verlag Paul Parey, Hamburg und Berlin, 1992
- DVWK 87/1988:** "Feststofftransport in Fließgewässern - Berechnungsverfahren für die Ingenieurpraxis", DVWK Schriften, Heft 87, Verlag Paul Parey, Hamburg und Berlin, 1988
- Eilers, J.:** "Zur Berechnung offener Gerinne mit beweglicher Sohle und Uferbewuchs", Mitteilungen des Leichtweiß-Instituts für Wasserbau, TU Braunschweig, Heft 106, 1990
- Einstein, H.A.:** "Der hydraulische oder Profilradius", Schweizerische Bauzeitung, Vol. 103, No. 8, 1934
- Einstein, H.A.:** "The Bed-Load Funktion for Sediment Transportation in Open Channel Flow", Tech. Bull. No. 1026, U.S. Dept. Of Agriculture, Soil Conserv. Serv., Washington, 1950
- Einstein, H.A.; Banks, R.B.:** "Fluid Resistance of Composite Roughness", Transactions, American Geophysical Union, Vol. 31, No. 4, 1950
- Einstein, H.A.; Barbarossa, N.L.:** "River Channel Roughness", Transactions, ASCE, Vol. 117, Paper No. 2528, 1952
- Engelund, F.:** "Hydraulic Resistance of Alluvial Streams", Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 92, No. HY 2, 1966

- Engelund, F.:** "Hydraulic Resistance of Alluvial Streams", Closure, Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 93, No. HY 4, 1967
- Engelund, F.; Hansen, E.:** "A Monograph on Sediment Transport in Alluvial Streams", Tekniks Forlag, Copenhagen, Denmark, 1967
- Engelund, F.:** "Hydraulic Resistance for Flow over Dunes", Institute of Hydrodynamics and Hydraulic Engineering, Technical University of Denmark, Progress Report No. 44, 1977
- Engelund, F.; Fredsøe, J.:** "A Sediment Transport Model for Straight Alluvial Channels", Nordic Hydrology, 7, 1976
- Engelund, F.; Fredsøe, J.:** "Sediment Ripples and Dunes", Annual Review Fluid Mechanic, 14: 13 - 37, 1982
- Etter, M.:** "Zur Erfassung des Geschiebetransportes mit Hydrophonen", unveröffentlichte Diplomarbeit am Geographischen Institut der Universität Bern, Gruppen für Geomorphologie und Hydrologie, Schweiz, 1996
- EU Wasser-Rahmenrichtlinie:** "Richtlinie 2000/60/EG des europäischen Parlaments und des Rates zur Schaffung eines Ordnungsrahmens für Maßnahmen der Gemeinschaft im Bereich der Wasserpolitik", PE-CONS 3639/1/00 REV 1, Luxemburg 2000
- Felkel, K.; Störmer, H.E.:** "Akustische Geschiebemessungen im Oberrhein", Wasserwirtschaft 70, Heft 7 + 8, 1980
- Fredsøe, J.:** "The Friction Factor and Hight-Length Relations in Flow over a Dune-Covered Bed", Institute of Hydrodynamics and Hydraulic Engineering, Technical Univ. of Denmark, Progr. Rep. No. 37, 1975
- Haber, B.:** "Über den Erosionsbeginn bei der Überströmung von flexiblen Rauheitselementen", Mitteilungen des Leichtweiß-Instituts für Wasserbau, TU Braunschweig, Heft 74, 1982
- Hoffmans, G.J.C.M.; Verheij, H.J.:** "Scour Manual"; A.A.Balkema / Rotterdam / Bookfield, 1997
- Horton, R.E.:** "Separate Roughness Coefficients for Channel Bottom and Sides", Engineering News-Record, Vol. 11, Nr. 22, 1933

- Kaiser, W.:** "Fließwiderstandsverhalten in Gerinnen mit durchströmten Ufergehölzen" Wasserbau-Mitteilungen des Instituts für Wasserbau, konstruktiver Wasserbau und Wasserwirtschaft der TH Darmstadt, Nr. 23, 1984
- Karim, M.F.; Kennedy, J.F.:** "Menue of Coupled Velocity and Sediment Discharge Relations for Rivers", Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 116, No. 8, 1990
- Kennedy, J.F.:** "The Mechanics of Dunes and Antidunes in erodible-Bed Channels", Journal of Fluid Mechanics, Vol. 16, 1963
- Keulegan, G.H.:** "Laws of Turbulent Flow in Open Channels", Journal of Research of the National Bureau of Standards, Vol. 21, No. 6, 1938
- Knight, D.W.; MacDonald, J.A.:** "Hydraulic Resistance of Artificial Strip Roughness", Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 105, No. HY 6, June, 1979
- Laursen, E.M.:** "The Total Sediment Load of Streams", Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 84, No. HY 1, 1958
- Lindner, K.:** "Der Strömungswiderstand von Pflanzenbeständen", Mitteilungen des Leichtweiß-Instituts für Wasserbau, TU Braunschweig, Heft 75, 1982
- Mahmood, K.:** "Water Management Technical Report, No. 11", Colorado State University, Fort Collins, Colorado, 1971
- Mertens, W.:** "Zur Frage hydraulischer Berechnungen naturnaher Fließgewässer", Wasserwirtschaft 79, Heft 4, 1989
- Mertens, W.:** "Hydraulisch-sedimentologische Berechnungen naturnah gestalteter Fließgewässer / Berechnungsverfahren für die Ingenieurpraxis", DVWK Mitteilungen, Heft 25, Kommissionsvertrieb Wirtschafts- und Verlagsgesellschaft Gas und Wasser mbH, Bonn, 1994
- Mertens, W.:** "Zur Wahl geeigneter Sedimenttransport-Formeln", Wasserwirtschaft 85, Heft 10, 1995
- Meyer-Peter, E.; Müller, R.:** "Eine Formel zur Berechnung des Geschiebetriebs", Schweizer Bauzeitung, 67. Jahrgang, Nr. 3, 1949

- Negraßus, F.:** "Sedimenttransport in Fließgewässern mit durchströmten Pflanzenbeständen", Mitteilungen des Leichtweiß-Instituts für Wasserbau, TU Braunschweig, Heft 135, 1995
- Pasche, E.:** "Turbulenzmechanismen in naturnahen Fließgewässern und die Möglichkeit ihrer mathematischen Erfassung", Mitteilungen des Instituts für Wasserbau und Wasserwirtschaft, RWTH Aachen, Heft 52, 1984
- Pernecker, L.; Vollmers, H.-J.:** "Neue Betrachtungsmöglichkeiten des Feststofftransports in offenen Gerinnen", Die Wasserwirtschaft, 55. Jahrgang, 1965
- Raudkivi, A.J.:** "Loose Boundary Hydraulics", Pergamon Press, 2nd Edition, 1976
- Rickert, K.:** "Der Einfluß von Gehölzen auf die Lichtverhältnisse und das Abflußverhalten in Fließgewässern", Mitteilungen des Instituts für Wasserwirtschaft, Hydrologie, und landwirtschaftlicher Wasserbau der Universität Hannover, Heft 61, 1986
- Rottner, J.:** "A Formula for Bed-load Transportation", La Houille Blanc, No. 3, 1959
- Schlichting, H.:** "Boundary Layer Theory", McGraw-Hill, New York, 1968
- Schröder, R.C.M.:** "Zur Frage eines universellen Fließgesetzes", Die Bautechnik, Heft 1, 1964
- Schröder, R.C.M.:** "Vergleichbarkeit von Geschiebetransportformeln", Wasserwirtschaft 75, Heft 5, 1985
- Schumacher, F.:** "Zur Durchflußberechnung gegliederter, naturnah gestalteter Fließgewässer", Mitteilungen aus dem Institut für Wasserbau und Wasserwirtschaft der TU Berlin, Heft Nr. 127, 1995
- Shields, A.:** "Anwendung der Ähnlichkeitsmechanik und der Turbulenzforschung auf die Geschiebebewegung", Mitteilungen der Preuss. Versuchsanstalt für Wasser- und Schiffbau, Berlin, Heft 26, 1936
- Türk, W.:** "Methodik für die Messung von Geschiebe-, Sink- und Schwebstoffmengen", VI. Baltische Hydrologische Konferenz, Deutschland, 1938

- Umweltministerium Baden-Württemberg:** “Handbuch Wasserbau, Naturgemäße Bauweisen”, Heft 5: Ufer- und Böschungssicherungen, Ministerium für Umwelt, Baden-Württemberg, 1993
- Vanoni, V.A.:** “Sedimentation Engineering”, ASCE Sedimentation Committee of the Hydraulics Division, New York, 1975
- van Rijn, L.C.; Klaasen, G.J.:** “Experience with Straight Flumes for Movable Bed Experiments”, Waterloopkundig Laboratorium Delft, Publication No. 255, 1981
- van Rijn, L.C.:** “Equivalent Roughness of Alluvial Bed”, Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 108, No. HY 10, 1982
- van Rijn, L.C.; 1984 a:** “Sediment Transport, Part I: Bed Load Transport”, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 110, No. 10, 1984
- van Rijn, L.C.; 1984 b:** “Sediment transport, Part III: Bed forms and alluvial roughness” Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, Vol. 110, No. 12, 1984
- Vetter, M.:** “Gesamttransport von Sedimenten in offenen Gerinnen”, Mitteilungen des Instituts für Wasserwesen, Universität der Bundeswehr, München, Heft Nr. 26, 1988
- White, W.R.; Milli, H.; Crabbe, A.D.:** “Sediment Transport: An Appraisal of Available Methods”, Report No. INT 119, Hydraulic Research Station, Wallingford, 1973
- Wren, D.G.; Barkdoll, B.D.; Kuhnle, R.A.; Derrow, R.W.:**
“Field Techniques for Suspended-Sediment Measurement”, Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, Vol. 126, No. 2, 2000
- Yalin, M.S.:** “Geometrical Properties of Sand Waves”, Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 90, No. HY 5, 1964
- Yalin, M.S.:** “Similarity in sediment transport by currents”, Hydraulic Research Paper No. 6, Hydraulics Research Station, London, 1965
- Yalin, M.S.:** “Mechanics of Sediment Transport”, Pergamon Press, 1972
- Yalin, M.S.; Karahan, E.:** “Steepness of Sedimentary Dunes”, Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 105, No. HY 4, 1979

- Yalin, M.S.; Scheuerlein, H.:** "Friction Factors in Alluvial Rivers", Institut für Wasserbau und Wassermengenwirtschaft und Versuchsanstalt für Wasserbau, Oskar v. Miller Institut in Obernach, TU München, Bericht Nr. 59, 1988
- Yalin, M.S.:** "River Mechanics", Pergamon Press, 1992
- Yang, T.C.:** "Incipient Motion and Sediment Transport", Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 99, No. HY 10, 1973
- Yang, T.C.:** "Unit Stream Power Equation for Total Load", Journal of Hydrology, Vol. 40, 1979
- Yang, T.C.; Wan, S.:** "Comparisons of Selected Bed-Material Load Formulas", Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 117, No. 8, 1991
- Zanke, U.:** "Grundlagen der Sedimentbewegung", Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1982
- Zanke, U.:** "Sedimenttransportformeln für Bed-load im Vergleich", Mitteilungen des Francius-Instituts für Grund- und Wasserbau der Universität Hannover, Heft 64, 1987
- Zanke, U.; 1999 a:** "Analytische Lösung für den Geschiebetrieb", Wasser & Boden, 51. Jahrgang Nr. 6, 1999
- Zanke, U.; 1999 b:** "Zur Physik von strömungsgetriebenem Sediment (Geschiebetrieb)", Mitteilungen des Instituts für Wasserbau und Wasserwirtschaft der Technischen Universität Darmstadt, Heft 106, 1999

Anlagen

Anlagenverzeichnis

Anlage 1: Berechnungsansätze für die Sohlenrauheit	- 176 -
Anlage 2: Sedimentologische Berechnungsansätze	- 181 -
Anlage 3: Schaltpläne der Filter- und Verstärkereinheit der Feststofftransportmessung	- 191 -
Anlage 4: Zusammenstellung der Versuche mit fester Sohle	- 194 -
Anlage 5: Zusammenstellung der Versuche mit beweglicher Sohle	- 197 -
Anlage 6: Fotodokumentation der alluvialen Gewässersohle	- 202 -
Anlage 7: Gegenüberstellung gemessener und gerechneter Geschiebetransport ..	- 206 -
Anlage 8: Verteilung der Transportkörperkenngrößen	- 211 -
Anlage 9: Veränderung der Transportkörper im Gerinnequerschnitt	- 215 -
Anlage 10: Berechnungen zum Anwendungsbeispiel	- 219 -

Anlage 1: Berechnungsansätze für die Sohlenrauheit

Allgemeine Formeln:

$$Fr_g = \frac{v_m}{\sqrt{\rho' g d_{50}}}$$

$$Fr_{so}^* = \frac{R_{so} I}{\rho' d_{50}}$$

$$Fr_K^* = \frac{R_K I}{\rho' d_{50}}$$

Kornrauheit: berechnet mit dem logarithmischen Fließgesetz

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_K}} = \frac{v_m}{\sqrt{8 g R_K I}} = 2,0 \cdot \lg \left(14,84 \frac{R_K}{k} \right) \quad (2.6)$$

- Regimegrenze für den Übergang ebene Sohle - Transportkörpersohle (nach KEULEGAN, aus MERTENS 1994)

$$Fr_K^* = 0,14 D^{-0,64} \quad \text{für } d_{50} \leq 0,6 \text{ mm}$$

$$Fr_K^* = 0,05 \quad \text{für } d_{50} > 0,6 \text{ mm}$$

Gesamtrauheit der Sohle nach BROWNLIE (1983), ergänzt nach MERTENS (1994)

- gültig für Sand ($\rho_F \approx 2650 \text{ kg/m}^3$) mit Korndurchmessern $0,06 \text{ mm} \lesssim d_{50} \lesssim 2,0 \text{ mm}$ und einer Ungleichförmigkeitszahl $\sigma_g = \sqrt{d_{84}/d_{16}} \leq 5$.
- unteres Abflußregime:

$$Fr_{so}^* = \frac{0,05761}{\rho'^{0,0553}} Fr_g^{1,8893} I^{0,2655} \sigma_g^{0,3034}$$

- Übergangsregime:

$$Fr_{so}^* = 0,1106 I^{-0,3430} \sigma_g^{0,2585} \pm (I^{-0,021} - 1) \quad \text{nach MERTENS (1994)}$$

- oberes Abflußregime:

$$Fr_{so}^* = \frac{0,03478}{\rho'^{0,1673}} Fr_g^{1,6652} I^{0,2332} \sigma_g^{0,2136}$$

- Regime-Grenzen:
 - unteres Abflußregime - Übergangsregime:

$$\text{Fr}_g^* = 0,8 \cdot 1,74 I^{-1/3} \quad \text{nach BROWNLIE (1983)}$$
 und $I \leq 0,006$

$$\text{Fr}_g^* = 1,433 I^{-0,3221} \sigma_g^{-0,02377} \quad \text{nach MERTENS (1994)}$$
 - Übergangsregime -oberes Abflußregime:

$$\text{Fr}_g^* = 1,25 \cdot 1,74 I^{-1/3} \quad \text{nach BROWNLIE (1983)}$$
 und $I > 0,006$

$$\text{Fr}_g^* = 2,1067 I^{-0,3460} \sigma_g^{0,02696} \quad \text{nach MERTENS (1994)}$$
- Hinweis: Im Rahmen dieser Arbeit wird mit den ergänzten Angaben nach MERTENS (1994) gerechnet.

Gesamtrauheit der Sohle nach ENGELUND (1967), ergänzt nach MERTENS (1994)

- gültig für: $0,2 \text{ mm} \leq d_{50} \leq 2,0 \text{ mm}$
- unteres Abflußregime:

$$\text{Fr}_{so}^* = \left(\frac{1}{0,3} \right)^{2/3} (\text{Fr}_K^* - 0,06)^{2/3} \quad \text{nach ENGELUND/FREDSØE (1982)}$$

$$\text{mit } k_s = 2,5 d_{50}$$

$$\text{ENGELUND berechnet } R_K \text{ mit } \frac{1}{\sqrt{\lambda_K}} = \frac{v_m}{\sqrt{8 g R_K I}} = \frac{1}{\sqrt{8}} \left(6,0 + 2,5 \ln \left(\frac{R_K}{k_s} \right) \right)$$

Das entspricht mit geringen Abweichungen der Koeffizienten dem log. Fließgesetz gem. Gl. 2.6.

- Übergangsregime:

$$\begin{aligned} \text{Fr}_{so}^* &= \text{Fr}_K^* & \text{nach ENGELUND (1967)} \\ \text{Fr}_{so}^* &= 0,90 \pm 0,2 & \text{nach MERTENS (1994)} \end{aligned}$$

- oberes Abflußregime:

$$\text{Fr}_{so}^* = \left(1,425 \text{ Fr}_K^*^{-1,8} - 0,425 \right)^{-1/1,8}$$

- Regime-Grenzen:

- untere Grenze unteres Abflußregime (nach MERTENS, 1994):

$$\text{Fr}_K^* = 0,065; \quad \text{Fr}_{so}^* = 0,652$$

- unteres Abflußregime - Übergangsregime (nach MERTENS, 1994):

$$\text{Fr}_K^* = 0,316; \quad \text{Fr}_{so}^* = 0,90$$

- Übergangsregime -oberes Abflußregime:
 $Fr_K^* = 1$ nach ENGELUND (1967)
 $Fr_K^* = 0,316; \quad Fr_{So}^* = 0,90$ nach MERTENS (1994)
- Hinweis: Im Rahmen dieser Arbeit wird mit den ergänzten Angaben nach MERTENS (1994) gerechnet; die Kornrauheit mit dem logarithmischen Fließgesetz nach Gl. 2.6 erfaßt.

**Gesamtrauheit der Sohle nach KARIM/KENNEDY (1990), Ansatz IV-B,
ergänzt nach MERTENS (1994)**

- gültig für: $0,06 \text{ mm} \leq d_{50} \leq 20,0 \text{ mm}$
- Berechnungsansatz für alle Regime-Bereiche (unteres bis oberes Abflußregime):

$$\begin{aligned}
 Fr_g^* &= 6,683 \left(\frac{R_{So}}{d_{50}} \right)^{0,626} I^{0,503} \left(\frac{\lambda_{So}}{\lambda_K} \right)^{-0,465} \\
 &= 9,15 Fr_{So}^{*0,626} I^{-0,123} \left(\frac{\lambda_{So}}{\lambda_K} \right)^{-0,465} \quad \text{nach MERTENS (1994)} \\
 \text{mit: } \rho' &= 1,65
 \end{aligned}$$

- Widerstandsfunktion λ_{So}/λ_K :

$$\frac{\lambda_{So}}{\lambda_K} = 1,2 + 8,92 \frac{H_{TK}}{h} \quad \text{nach ENGELUND (1966)}$$

- relative Dünenhöhe H_{TK}/h (nach ALLEN, 1978):
 - unteres Abflußregime und Übergangsregime:

$$\begin{aligned}
 H_{TK}/h &= 0,080 + 2,24 \left(\frac{Fr_{So}^*}{3} \right) - 18,13 \left(\frac{Fr_{So}^*}{3} \right)^2 \\
 &\quad + 70,90 \left(\frac{Fr_{So}^*}{3} \right)^3 - 88,33 \left(\frac{Fr_{So}^*}{3} \right)^4
 \end{aligned}$$

- oberes Abflußregime:
 $H_{TK}/h = 0$

- Regime-Grenzen der Widerstandsfunktion:

- unteres Abflußregime - Übergangsregime (nach MERTENS, 1994):
 $Fr_g^* = 4,860 I^{-0,123}; \quad Fr_{So}^* = 1,1$

- Übergangsregime -oberes Abflußregime:
 $Fr_{So}^* = 1,5$ nach KARIM/KENNEDY (1990)
 $Fr_K^* = 10,51 I^{-0,123}; \quad Fr_{So}^* = 1,5$ nach MERTENS (1994)

- Hinweis: Im Rahmen dieser Arbeit wird mit den ergänzten Angaben nach MERTENS (1994) gerechnet.

- **Gesamtrauheit der Sohle nach VAN RIJN (1984)**

- gültig für: $0,16 \text{ mm} \leq d_{50} \leq 3,6 \text{ mm}$
verhältnismäßig kleine Transportkörper

- Fließformel: logarithmisches Fließgesetz:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_{So}}} = \frac{v_m}{\sqrt{8 g R_{So} I}} = 2,0 \cdot \lg \left(14,84 \frac{R_{So}}{k_{So}} \right) \quad (2.6)$$

mit $k_{So} = 3 d_{90} + 1,1 H_{TK} (1 - e^{-25 H_{TK}/L_{TK}})$

- relative Transportkörperhöhe H_{TK}/h :

$$H_{TK}/h = 0,11 \left(\frac{d_{50}}{h} \right)^{0,3} (1 - e^{-0,5 T^*}) (25 - T^*)$$

- Transportkörpersteilheit $S_{TK} = H_{TK}/L_{TK}$:

$$H_{TK}/L_{TK} = 0,015 \left(\frac{d_{50}}{h} \right)^{0,3} (1 - e^{-0,5 T^*}) (25 - T^*)$$

- Transportkörperlänge L_{TK} :

$$L_{TK} = 7,3 h$$

- Transportparameter T^* :

$$T^* = \frac{v_{0,K}^{*2} - v_{0,cr}^{*2}}{v_{0,cr}^{*2}}$$

$$v_{0,K}^* = \frac{\sqrt{g}}{C_K} v_m$$

$$C_K = \text{CHÉZY-Beiwert der Kornrauheit [m}^{1/2}/\text{s]}$$

$$= 18 \log \left(\frac{12 R_{So}}{3 d_{90}} \right)$$

Gesamtrauheit der Sohle nach YALIN/SCHUEERLEIN (1988)

– gültig für kohäsionsloses Material

– Fließformel:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_{So}}} = \frac{v_m}{\sqrt{8gR_{So}I}} = \frac{1}{\sqrt{8}} \frac{1}{\sqrt{A_K + A_D + A_R}}$$

• Parameter A_K der Kornrauheit:

$$A_K = \left(\frac{1}{\kappa} \ln \left(b \frac{R_{So}}{2 d_{50}} \right) \right)^{-2}$$

mit: $b = e^{(0,4 B - 1)}$ nach SCHLICHTING (1968)

$$B = 8,5 + (2,5 \ln(2 Re^*) - 3) e^{-0,217 (\ln(2 Re^*))^2}$$

$$Re^* = \frac{v_0^* d_{50}}{v}$$

$$\begin{aligned} \kappa &= \text{VON KÁRMÁN-Konstante} \\ &= 0,4 \end{aligned}$$

• Parameter A_D der Dünenrauheit:

$$A_D = \frac{1}{2} S_D^2 2 \pi$$

$$\text{mit: } S_D = f_D(Re^*) 0,0127 \Delta Fr^* e^{-0,078 \Delta Fr^* / (1 - e^{-0,01 R_{So}/d_{50}})}$$

$$\Delta Fr^* = \frac{Fr_{So}^*}{Fr_{cr}^*} - 1$$

$$\begin{aligned} f_D(Re^*) &= 0 && \text{für } Re^* \lesssim 10 \\ f_D(Re^*) &= \frac{1}{2} \left(1 - \cos \pi \left(\frac{Re^* - 10}{20} \right) \right) && \text{für } 10 \approx Re^* \approx 30 \\ f_D(Re^*) &= 1 && \text{für } Re^* \gtrsim 30 \end{aligned}$$

• Parameter A_R der Riffelrauheit:

$$A_R = \frac{1}{2} S_R^2 \frac{1000}{R_{So}/d_{50}}$$

$$\text{mit: } S_R = f_R(Re^*) 0,147 \Delta Fr^* e^{-(0,3 \Delta Fr^* + 0,007 D^{*3})}$$

$$f_R(Re^*) = 1 - f_D(Re^*)$$

Anlage 2: Sedimentologische Berechnungsansätze

Das Einflußflächenverfahren nach EINSTEIN (1934) und HORTON (1933) führt zu Teilquerschnitten, die jeweils von einer eigenen Rauheitszone beeinflusst sind, s. Abschnitt 2 und Abb. 2.3. Jede Einflußfläche überträgt nur an der Gerinnewandung Schubspannungen; die inneren Begrenzungen der Teilflächen sind schubspannungsfrei. In der hydraulischen Berechnung werden separat für jede Teilfläche die maßgebenden hydraulischen Radien ermittelt.

In den Transportansätzen, die in der Regel für breite Gerinne ohne Ufereinfluß entwickelt wurden, wird deshalb analog zu MERTENS (1994) mit dem sohlenbezogenen hydraulischen Radius R_{so} oder dem kornbezogenen hydraulischen Radius R_K gerechnet und nicht mit der Wassertiefe h . Bei den Transportansätzen, die eine Feststoffkonzentration im Wasser berechnen, wird ebenfalls der hydraulische Radius verwendet, weil in der vorliegenden Arbeit nur der Geschiebetrieb untersucht wird. Vergleichsrechnungen mit dem hydraulischen Radius haben zu deutlich besseren Ergebnissen geführt als mit der Wassertiefe.

Bewegungsbeginn nach SHIELDS (1936), aus DVWK 87/1988

	$D^* \leq 6$	$Fr_{cr}^* = 0,109 D^{*-0,5}$
6	$< D^* \leq 10$	$Fr_{cr}^* = 0,14 D^{*-0,64}$
10	$< D^* \leq 20$	$Fr_{cr}^* = 0,04 D^{*-0,1}$
20	$< D^* \leq 150$	$Fr_{cr}^* = 0,013 D^{*0,29}$
150	$< D^*$	$Fr_{cr}^* = 0,055$

$$\tau_{0,cr} = Fr_{cr}^* (\rho_F - \rho) g d$$

$$v_{0,cr}^* = \sqrt{Fr_{cr}^* \rho' g d}$$

Sinkgeschwindigkeit v_s nach ZANKE (1982)

$$v_s = \frac{12 v}{d_{50} (2,7 - 2,3 \cdot FF)} \left(\sqrt{1 + (0,21 \cdot D^*)^3 \cdot (2,7 - 2,3 \cdot FF)} - 1 \right)$$

$$\text{mit: } v = \frac{1,78 \cdot 10^{-6}}{1 + 0,0337 \cdot T + 0,00022 \cdot T^2} \quad (\text{nach DVWK 87/1988})$$

$$\begin{aligned} FF &= \text{Formfaktor [1]} \\ &= 1,0 \quad \text{für Kugeln} \\ &= 0,7 \quad \text{für natürliche Sedimente} \end{aligned}$$

Gesamttransport nach ACKERS/WHITE (1973), Energieansatz

$$\phi^* = \frac{C_F \rho R_{So} v_m}{\rho_F \sqrt{\rho' g d_{ch}^3}}$$

gültig für: $Fr < 0,8$

$$d_{ch} \geq 0,04 \text{ mm}$$

mit: $d_{ch} = d_{35}$ (Hinweis: YANG/WAN (1991) führten Vergleichsrechnungen mit der Formel von Ackers/White und anderen Ansätzen durch und erhielten mit $d_{ch} = d_{50}$ wesentlich bessere Ergebnisse.)

$$C_F = \frac{G_{AW}}{\rho_F / \rho} \frac{R_{So}}{d_{ch}} \left(\frac{v_0^*}{v_m} \right)^{n_{AW}}$$

$$G_{AW} = C_{AW} \left(\frac{F_{AW}}{A_{AW}} - 1 \right)^{m_{AW}}$$

für: $1 \leq D^* \leq 60$ (entspricht etwa: $0,04 \text{ mm} \leq d_{35} \leq 2,5 \text{ mm}$):

$$n_{AW} = 1,0 - 0,56 \log D^*$$

$$A_{AW} = \frac{0,23}{\sqrt{D^*}} + 0,14$$

$$m_{AW} = \frac{9,66}{D^*} + 1,34$$

$$\log C_{AW} = 2,86 \log D^* - (\log D^*)^2 - 3,53$$

$$F_{AW} = \frac{v_0^{* n_{AW}}}{\sqrt{g d_{ch} \rho'}} \left(\frac{v_m}{\sqrt{32} \log \left(\frac{10 R_{So}}{d_{ch}} \right)} \right)^{1-n_{AW}}$$

für: $D^* > 60$ (entspricht etwa: $d_{35} > 2,5 \text{ mm}$):

$$n_{AW} = 0$$

$$A_{AW} = 0,17$$

$$m_{AW} = 1,50$$

$$C_{AW} = 0,025$$

$$F_{AW} = \frac{v_m}{\sqrt{g d_{ch} \rho'}} \cdot \frac{1}{\sqrt{32} \log \left(\frac{10 R_{So}}{d_{ch}} \right)}$$

Gesamttransport nach BROWNLIE (1981), Energieansatz

$$\phi^* = 10^{-6} \frac{\rho C_{FG} R_{So} v_m}{\rho_F \sqrt{\rho' g d_{ch}^3}}$$

$$\text{mit: } d_{ch} = d_{50}$$

$$C_{FG} = 7115 \cdot c_{FB} \cdot (Fr_g - Fr_{g,cr})^{1,978} \cdot I^{0,6601} \cdot \left(\frac{R_{So}}{d_{ch}} \right)^{-0,3301}$$

$$c_{FB} = \begin{cases} 1,0 & \text{für Labordaten} \\ 1,268 & \text{für Naturdaten} \end{cases}$$

$$Fr_g = \frac{v_m}{\sqrt{\rho' g d_{ch}}}$$

$$Fr_{g,cr} = 4,596 \cdot Fr_{cr}^*^{0,529} \cdot I^{-0,1405} \cdot \sigma_g^{-0,1606}$$

$$\sigma_g = \sqrt{d_{84}/d_{16}}$$

Geschiebetransport nach EINSTEIN (1950), stochastischer Regressionsansatz

Aufgrund des Berechnungsumfangs wird dieser Ansatz hier nicht detailliert aufgeführt, er kann der Originalliteratur, VETTER (1988) oder DVWK 87/1988 entnommen werden.

Gesamttransport nach EINSTEIN/BROWN (1950), stochastischer Regressionsansatz

$$\phi^* = F_{EB} \cdot \phi_{EB}^*$$

$$\text{mit: } d_{ch} = d_{50}$$

$$F_{EB} = \sqrt{\frac{2}{3} + \frac{36 v^2}{\rho' g d_{ch}^3}} - \sqrt{\frac{36 v^2}{\rho' g d_{ch}^3}}$$

$$\phi_{EB}^* = f(\psi^*)$$

$$\psi^* = \frac{1}{Fr_{So}^*}$$

für $\psi^* > 5,5$ gilt nach EINSTEIN (1942), Grenze nach VANONI (1975):

$$\phi_{EB}^* = \frac{1}{0,465} e^{-0,391 \cdot \psi^*}$$

für $\psi^* \leq 5,5$ gilt nach BROWN (1950), Grenze nach VANONI (1975):

$$\phi_{EB}^* = 40 \left(\frac{1}{\psi^*} \right)^3$$

$$\phi_{EB}^* = \frac{m_F}{F_{EB} \rho_F \sqrt{\rho' g d_{ch}^3}}$$

Gesamttransport nach ENGELUND/HANSEN (1967), Energieansatz

$$\phi^* = \frac{0,04 \text{ Fr}_{\text{So}}^{* 5/2}}{\lambda_{\text{So}}}$$

gültig für: $d_{\text{ch}} \geq 0,15 \text{ mm}$
 $\sigma_g = \sqrt{d_{75}/d_{25}} \leq 1,6$

mit: $d_{\text{ch}} = d_{50}$
 $\lambda_{\text{So}} = \frac{g R_{\text{So}} I}{v_m^2}$

Geschiebetransport nach ENGELUND (1976), Schubspannungsansatz

$$\phi^* = 5 p \left(\sqrt{\text{Fr}_K^*} - 0,7 \sqrt{\text{Fr}_{\text{cr}}^*} \right)$$

mit: $d_{\text{ch}} = d_{35}$
 $p = \frac{1}{\left(1 + \left(\frac{\frac{\pi}{6} \tan \varphi}{\text{Fr}_K^* - 0,05} \right)^4 \right)^{1/4}} \quad (\text{Transportwahrscheinlichkeit})$

$\varphi \approx 27^\circ$ (Böschungswinkel für natürliche Sedimente)
 $0,05 = \text{Fr}_{\text{cr}}^*$ (für Sand)

Zur Berechnung des hydraulischen Radiuses der Kornrauheit gibt ENGELUND folgende Gleichung an:

$$v_m = \left(6 + 2,5 \ln \frac{R_K}{2,5 d_{\text{ch}}} \right) \sqrt{g R_K I}$$

Gesamttransport nach KARIM/KENNEDY (1990), Schubspannungs-/Regressionsansatz

$$\begin{aligned} \log \phi^* = & - 2,279 + 2,972 \log \text{Fr}_g + 1,060 \log \text{Fr}_g \log \left(\sqrt{\text{Fr}_{\text{So}}^*} - \sqrt{\text{Fr}_{\text{cr}}^*} \right) \\ & + 0,299 \log \frac{R_{\text{So}}}{d_{\text{ch}}} \log \left(\sqrt{\text{Fr}_{\text{So}}^*} - \sqrt{\text{Fr}_{\text{cr}}^*} \right) \end{aligned}$$

mit: $d_{ch} = d_{50}$

$$Fr_g = \frac{v_m}{\sqrt{\rho' g d_{ch}}}$$

Fr_{cr}^* nach SHIELDS

Gesamttransport nach LAURSEN (1958), Schubspannungsansatz

$$\phi^* = \frac{C_F \rho R_{So} v_m}{\rho_F \sqrt{\rho' g d_{ch}^3}}$$

gültig für $\rho_F \approx 2650 \text{ kg/m}^3$

mit: $d_{ch} = d_{50}$

$$C_F = 0,01 \left[\left(\frac{d_{ch}}{R_{So}} \right)^{7/6} \left(\frac{v_m^2}{58 Y_L d_{ch} g \rho'} \left(\frac{d_{ch}}{R_{So}} \right)^{1/3} - 1 \right) \cdot f \left(\frac{v_0^*}{v_s} \right) \right]$$

$$Y_L = 0,04 \quad \text{für} \quad \frac{d_{ch}}{\delta} > 0,1$$

$$Y_L = 0,08 \quad \text{für} \quad 0,1 \geq \frac{d_{ch}}{\delta} > 0,03$$

$$Y_L = 0,16 \quad \text{für} \quad 0,03 \geq \frac{d_{ch}}{\delta}$$

$$\delta = 11,6 \frac{v}{v_0^*}$$

Die Funktion $f \left(\frac{v_0^*}{v_s} \right)$ gibt LAURSEN nur grafisch an. Hier wird mit einer Näherungslösung von WHITE, MILLI, CRABBE (1973) (aus VETTER (1988)) gerechnet.

$$f \left(\frac{v_0^*}{v_s} \right) = 10,8 \left(\frac{v_0^*}{v_s} \right)^{0,253} \quad \text{für} \quad 10^{-2} \leq \frac{v_0^*}{v_s} < 0,3$$

$$f \left(\frac{v_0^*}{v_s} \right) = 10^{0,971 \log \frac{v_0^*}{v_s} + 0,85 \left(\log \frac{v_0^*}{v_s} \right)^2 + 1,20} \quad \text{für} \quad 0,3 \leq \frac{v_0^*}{v_s} < 3,0$$

$$f \left(\frac{v_0^*}{v_s} \right) = 5,6 \left(\frac{v_0^*}{v_s} \right)^{2,3} \quad \text{für} \quad 3,0 \leq \frac{v_0^*}{v_s} < 20$$

$$f \left(\frac{v_0^*}{v_s} \right) = 10^{3,16 \log \frac{v_0^*}{v_s} - 0,57 \left(\log \frac{v_0^*}{v_s} \right)^2 + 0,416} \quad \text{für} \quad 20 \leq \frac{v_0^*}{v_s} < 10^3$$

Geschiebetransport nach MEYER-PETER / MÜLLER (1948), Schubspannungsansatz

$$\phi^* = 8 \text{ Fr}_{\text{So}}^{* 3/2} \left(\left(\frac{k_{\text{St}}}{k_{\text{St,K}}} \right)^{1,5} - \frac{\text{Fr}_{\text{cr}}^*}{\text{Fr}_{\text{So}}^*} \right)^{3/2}$$

mit: $d_{\text{ch}} = d_{50}$

$$k_{\text{St}} = \frac{v_m}{R_{\text{So}}^{2/3} I^{1/2}}$$

$$k_{\text{St,K}} = \frac{26}{d_{90}^{1/6}} \quad \text{für } \text{Re} \geq 100 \text{ (nach VANONI (1975))}$$

Gesamttransport nach PERNECKER / VOLLMERS (1965), Regressionsansatz

$$\phi^* = G^* \text{ Fr}_{\text{So}}^{* 3/2}$$

mit: $d_{\text{ch}} = d_{50}$

$$G^* = 25 \text{ Fr}_{\text{So}}^* - 1$$

$$= \frac{m_F \rho' g}{\rho_F v_0^{* 3}}$$

Geschiebetransport nach VAN RIJN (1984), Schubspannungsansatz

$$\phi^* = 0,053 \frac{T^{* 2,1}}{D^{* 0,3}}$$

gültig für: $0,2 \text{ mm} < d_{\text{ch}} < 2 \text{ mm}$

mit: $d_{\text{ch}} = d_{50}$

$$T^* = \frac{v_{0,K}^{* 2} - v_{0,\text{cr}}^{* 2}}{v_{0,\text{cr}}^{* 2}}$$

Zur Berechnung der Korn-Schubspannungsgeschwindigkeit $v_{0,K}^*$ gibt VAN RIJN folgende Gleichungen an:

$$v_{0,K}^* = \frac{\sqrt{g}}{C_K} v_m$$

$$\begin{aligned} \text{mit: } C_K &= \text{CHÉZY-Beiwert der Kornrauheit [m}^{1/2}\text{/s]} \\ &= 18 \log \left(\frac{12 R_{So}}{3 d_{90}} \right) \end{aligned}$$

Gesamttransport nach YANG (1979), Energie-/Regressionsansatz

YANG modifiziert seinen Ansatz von 1973, indem er in der Gleichung zur Berechnung des Feststoffgehalts C_{FG} den Einfluß des Transportbeginns eliminiert.

$$\phi^* = 10^{-6} \frac{\rho C_{FG} R_{So} v_m}{\rho_F \sqrt{\rho' g d_{ch}^3}}$$

$$\begin{aligned} \text{mit: } d_{ch} &= d_{50} \\ \log C_{FG} &= 5,165 - 0,153 \log \frac{v_S d_{ch}}{v} - 0,297 \log \frac{v_0^*}{v_S} \\ &\quad + \left(1,780 - 0,360 \log \frac{v_S d_{ch}}{v} - 0,480 \log \frac{v_0^*}{v_S} \right) \log \frac{v_m I}{v_S} \end{aligned}$$

Geschiebetransport nach ZANKE (1987), Schubspannungs- / Regressionsansatz

$$\phi^* = \frac{0,04 s v_F Ri}{\sqrt{\rho' g d_{ch}^3}}$$

$$\begin{aligned} \text{mit: } d_{ch} &= d_{50} \\ s &= \text{mittlere Dicke der bewegten Schicht [m]} \\ v_F &= \text{mittlere Transportgeschw. der Körner in der bewegten Schicht s [m/s]} \end{aligned}$$

$$s v_F = v_0^* d_{ch} \left(\frac{v_0^*}{v_{0,cr}^*} \right)^3 Fr$$

$$Fr = \frac{v_m}{\sqrt{g A_M / b_{WSP}}}$$

$$Ri = \left(10 \left(\frac{v_{0,cr}^*}{v_0^*} \right)^{18} + 1 \right)^{-1} \quad (\text{nach ZANKE (1990)})$$

Geschiebetransport nach ZANKE (1999), Schubspannungsansatz

$$\phi^* = \frac{q_B (1 - n)}{\sqrt{\rho' g d_{ch}^3}}$$

mit: $d_{ch} = d_{50}$
 $n =$ Anteil des Hohlraumvolumens [1]
 $\approx 0,3$ (für natürliche Sedimente)

$$q_B = v_{F,max} s \frac{v_{F,m}}{v_{F,max}} = s v_{F,m}$$

$$= v_{F,max} s \frac{1}{2} \frac{\left(1 + \frac{2s}{3 R_{So}} \left(n + \frac{\rho_F}{\rho} (1 - n) \frac{I_{So}}{I} \right) - Ri \frac{Fr_{cr}^*}{Fr_{So}^*} \right)}{\left(1 + \frac{1s}{2 R_{So}} \left(n + \frac{\rho_F}{\rho} (1 - n) \frac{I_{So}}{I} \right) - Ri \frac{Fr_{cr}^*}{Fr_{So}^*} \right)}$$

$v_{F,max} =$ maximale Geschwindigkeit der Körner an der Oberfläche der bewegten Schicht [m/s]

$$= v_m \frac{\kappa}{1 + \kappa}$$

$$\kappa = \frac{\left[\left((Y_D + s) \frac{v_0^*}{v} \right)^{-2} + P_{yt} \left(2,5 \ln \left(\frac{Y_D + s}{k_S} \right) + B \right)^{-2} \right]^{-1/2}}{2,5 \left(\ln \frac{R_{So}}{k_S} - 1 \right) + B} \left(1 - 0,7 \frac{v_{0,cr}^*}{v_0^*} \right)$$

$P_{yt} =$ Wahrscheinlichkeit für Turbulenz im Sohlenabstand y [1]
 $= 1 - e^{-0,08 k^+}$

$B =$ Integrationskonstante [1]
 $= B_{natürl. \text{ rauh}} = 2,5 \ln \left(\frac{1}{0,033 + 0,11/k^+} \right)$

k^+ = dimensionslose Rauheitshöhe [1]

$$= k_s \frac{v_0^*}{v}$$

k_s = äquivalente Sandrauheit [m]

$$= 2 d_{ch} \quad (\text{nach VAN RIJN (1984)})$$

Y_D = Abstand des Druckpunktes (Zentrum des Angriffs der resultierenden Kraft am Korn) von der Wand [m]

$$\text{für: } d_{ch} + s \geq \delta \quad Y_D = 0,1125 d_{ch}$$

$$\text{für: } d_{ch} + s < \delta \quad Y_D = 0,075 d_{ch}$$

$$\text{mit } \delta = 11,63 \frac{v}{v_0^*}$$

für: $s/R_{So} \lesssim 0,1$:

$$q_B \approx \frac{1}{2} v_{F,max} s$$

$$\frac{R_{So}}{h} = \frac{Ri \left(1 - Ri \frac{Fr_{cr}^*}{Fr_{So}^*} \right)}{(1 - n) \frac{I_{So}}{I} \left(\frac{\tan \varphi}{I_{So}} \rho' - \frac{\rho_F}{\rho} \right) - n}$$

φ = innerer Reibungswinkel des bewegten Sediments [°]
 $\approx 27^\circ$ (für natürliche Sedimente)

$$Ri = \left(10 \left(\frac{v_{0,cr}^*}{v_0^*} \right)^{18} + 1 \right)^{-1}$$

Fr_{cr}^* = kritische Feststoff-Froude-Zahl nach SHIELDS [1], modifiziert für Transportkörper-Sohlen, s.u.

I_{So} = Sohlengefälle [1] (entspricht der Steigung der Dünen / Riffel)

$$\text{für Riffel: } I_{So} \approx -0,1$$

$$\text{für Dünen: } I_{So} \approx -0,03 \text{ bis } -0,05$$

Kriterien für die Sohlenformation:

- $D^* < 1,5$ oder $Fr_{So}^*/Fr_{cr}^* < 1,1$: keine Transportkörper (ebene So.)
- $1,5 < D^* < 5$: Riffel
- $5 < D^* < 15$: Riffel, wenn $Re^* = d_{ch} v_0^* / \nu < 15$
Dünen, wenn $Re^* > 15$
- $D^* > 15$: Dünen

- $Fr = \frac{V_m}{\sqrt{g A_M / b_{WSP}}} \geq 0,7:$ keine Transportkörper (ebene So.)
- Hinweis: Liegen Transportkörper vor, muß die Transportrate auf 40 bis 60 % reduziert werden, da nur dieser Anteil der Sohle transportwirksam ist.

$Fr_{cr, SHIELDS}^*$ = kritische Feststoff-Froude-Zahl der ebenen Sohle, s.o.
für ebene Sohlen gilt:

$$Fr_{cr}^* = Fr_{cr, SHIELDS}^*$$

für Transportkörper-Sohlen gilt:

$$Fr_{cr}^* = Fr_{cr, SHIELDS}^* (\cos \alpha - \sin \alpha) = Fr_{cr, SHIELDS}^* \cos (1 - I_{So})$$

im normalen Anwendungsfall ($|I_{So}| \lesssim 0,2$) gilt:

$$\cos \alpha \approx 1$$

Anlage 3: Schaltpläne der Filter- und Verstärkereinheit der Feststofftransportmessung

Mikrofonkapsel (20 - 20.000 Hz)

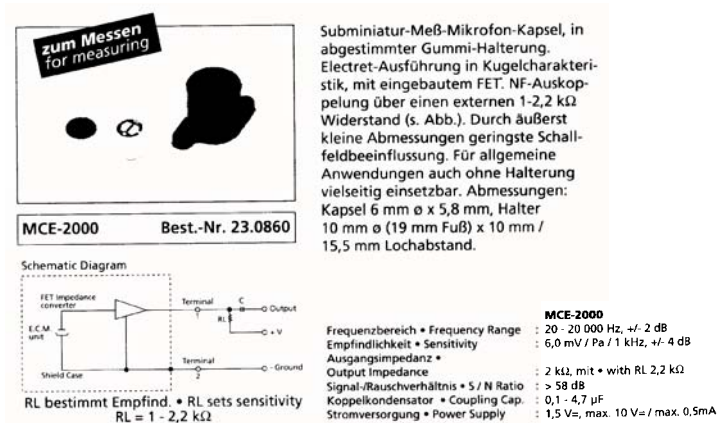


Abb. A.1: Mikrofonkapsel

Stromversorgung

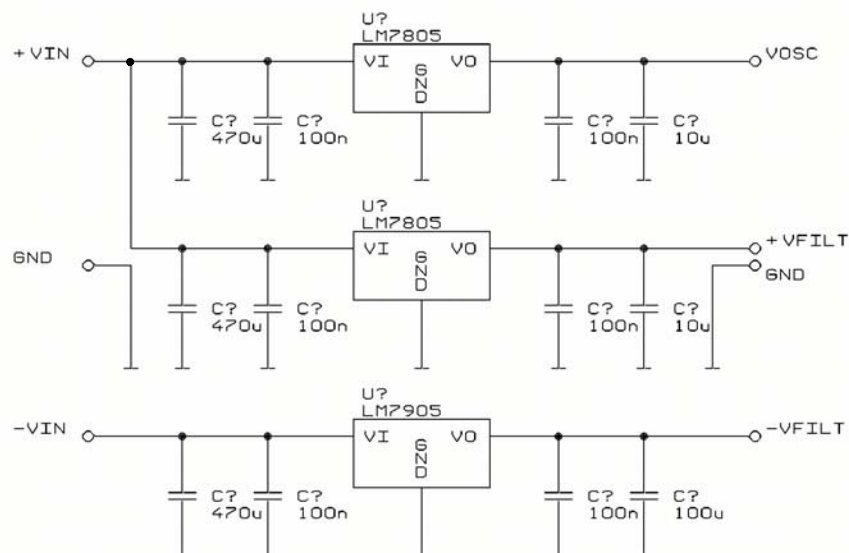


Abb. A.2: Schaltplan der Stromversorgung der Filter- und Verstärkereinheit

Zweistufiger Vorverstärker

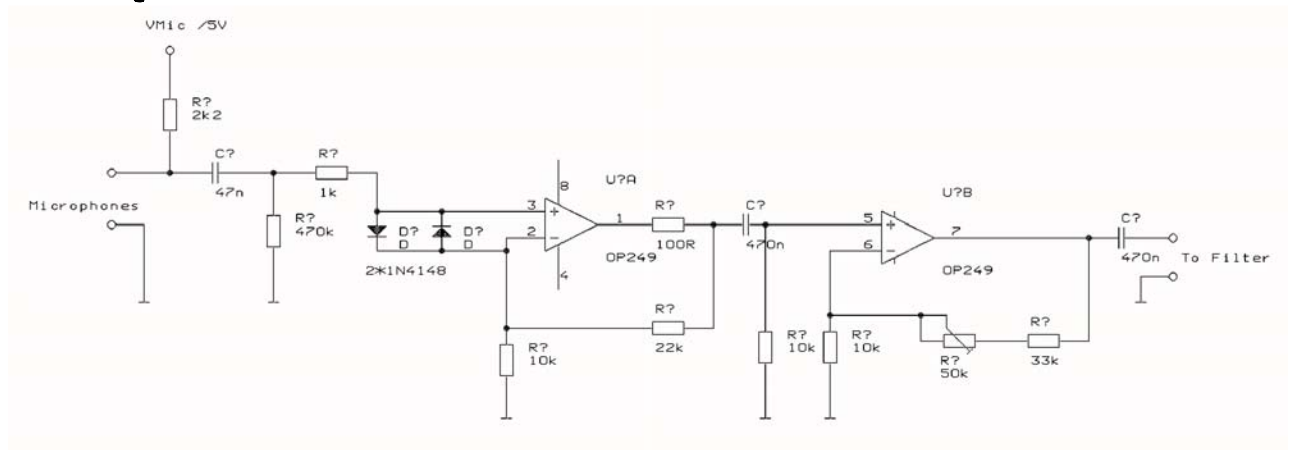


Abb. A.3: Schaltplan des zweistufigen Vorverstärkers der Filter- und Verstärkereinheit

Oszillator (zur Einstellung der Eckfrequenz des Hochpaßfilters)

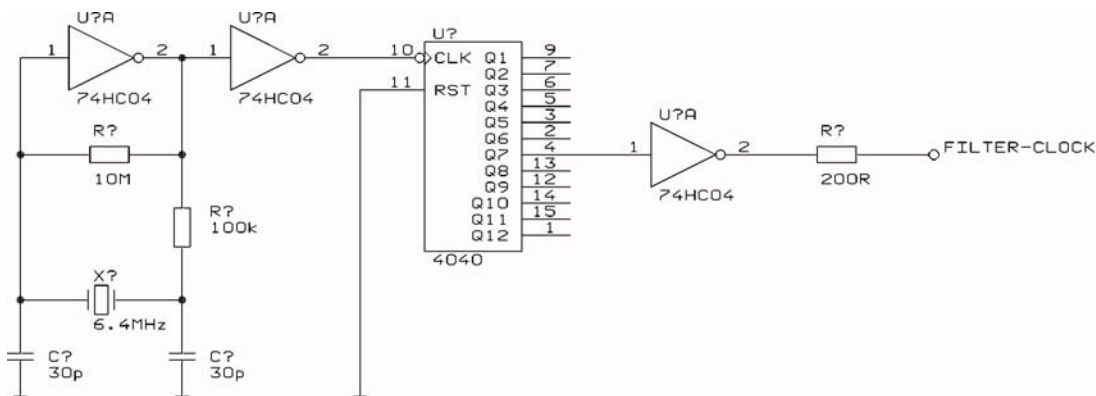


Abb. A.4: Schaltplan des Oszillators der Filter- und Verstärkereinheit

Hochpaßfilter

Design Specification

Filter Response: Butterworth
Filter Type: Highpass
Order: 8

Passband Ripple: 0.000dB
Stopband Attenuation: 48.000dB
Passband Frequency: 8.000kHz
Stopband Frequency: 4.000kHz

Device: LTC1064CS
Supply: +/-5.0V

Clock: 400kHz
Low Power: No

$F_c = \text{Clock}/50$

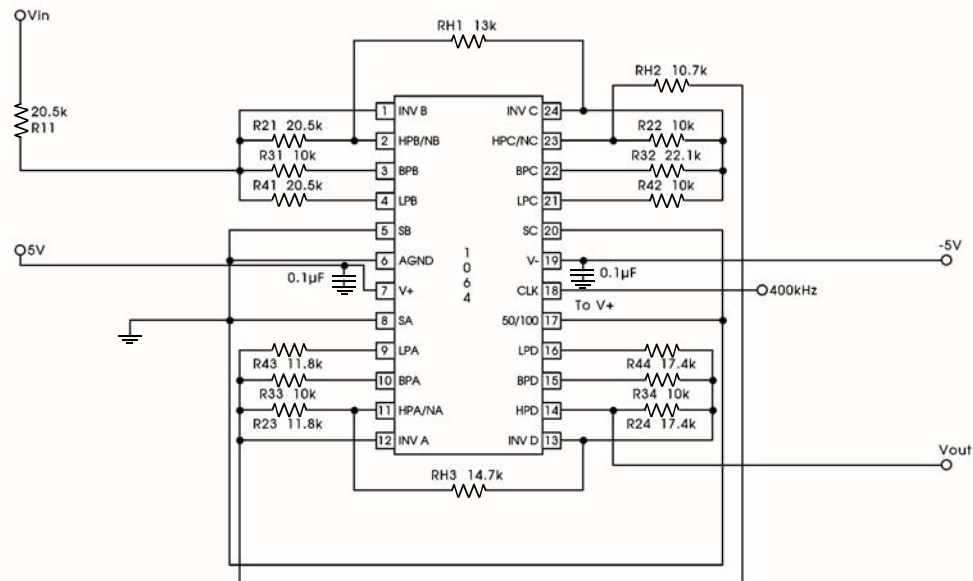


Abb. A.5: Schaltplan des Hochpaßfilters der Filter- und Verstärkereinheit

Zweistufiger Ausgangsverstärker

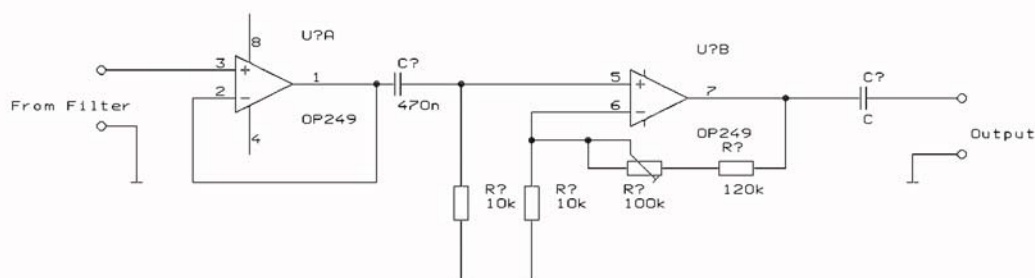


Abb. A.6: Schaltplan des zweistufigen Ausgangsverstärkers der Filter- und Verstärkereinheit

Anlage 4: Zusammenstellung der Versuche mit fester Sohle

Erläuterung der Versuchsnamen:

- S... : Sohlenbreite in cm; z.B. S040 = 40 cm Sohlenbreite
 b.. : Anzahl der mit Bewuchs besetzten Reihen links und rechts (7 Reihen entspricht voller Uferbestockung); z.B. b07 = links kein Bewuchs, rechts volle Bestockung
 Q... : Abfluß in l/s; z.B. Q067 = ca. 67 l/s Gesamtabfluß
 o.. : kein Feststofftrieb und Gefälle; z.B. o20 = kein Geschiebetrieb, ca. 2,0 ‰ Gefälle

Versuchsname	Abfluß	Sohlenbreite	Wassertiefe	Gefälle	Anzahl nicht besetzter (freier) Bewuchsreihen		Temperatur
	Q	b _{So}	h	I _E	li.	re.	T
[-]	[l/s]	[m]	[cm]	[‰]	[Stck.]	[Stck.]	[°C]
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,400 m, kein Bewuchs							
S040b00Q040o10	40,0	0,4	12,21	0,97	7	7	20,4
S040b00Q040o20	40,0	0,4	10,01	1,84	7	7	20,2
S040b00Q060o05	60,0	0,4	19,61	0,48	7	7	20,5
S040b00Q060o10	60,0	0,4	15,75	0,98	7	7	20,5
S040b00Q060o20	60,0	0,4	12,51	2,03	7	7	20,2
S040b00Q060o40	60,0	0,4	10,00	4,60	7	7	20,2
S040b00Q070o10	70,0	0,4	17,37	0,99	7	7	20,5
S040b00Q070o20	70,0	0,4	13,68	2,16	7	7	20,2
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,933 m, kein Bewuchs							
S093b00Q093o10	93,3	0,933	13,46	1,06	7	7	18,6
S093b00Q093o20	93,4	0,933	10,82	2,10	7	7	18,0
S093b00Q140o05	140,0	0,933	21,03	0,53	7	7	18,1
S093b00Q140o10	140,0	0,933	17,37	1,00	7	7	18,7
S093b00Q140o20	140,1	0,933	13,90	1,98	7	7	18,0
S093b00Q140o40	140,0	0,933	11,59	4,06	7	7	18,0
S093b00Q163o10	163,3	0,933	18,97	1,05	7	7	17,9
S093b00Q163o20	163,4	0,933	15,40	2,03	7	7	18,0
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,400 m, beidseitig volle Uferbestockung							
S040b77Q040o10	40,0	0,4	31,69	1,02	0	0	19,5
S040b77Q040o20	40,0	0,4	22,36	2,02	0	0	19,5
S040b77Q040o40	40,1	0,4	15,77	4,02	0	0	19,5
S040b77Q060o20	60,0	0,4	33,58	1,99	0	0	19,5
S040b77Q060o40	60,0	0,4	23,84	3,96	0	0	19,5
S040b77Q070o40	70,0	0,4	27,68	4,04	0	0	19,5
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,933 m, beidseitig volle Uferbestockung							
S093b77Q093o05	93,3	0,933	28,52	0,50	0	0	18,2
S093b77Q093o10	93,3	0,933	19,58	1,06	0	0	18,2
S093b77Q093o20	93,4	0,933	14,79	1,93	0	0	17,8
S093b77Q140o10	140,0	0,933	28,82	0,96	0	0	18,1
S093b77Q140o20	140,0	0,933	21,01	1,92	0	0	18,1

Versuchsname	Abfluß	Sohlenbreite	Wassertiefe	Gefälle	Anzahl nicht besetzter (freier) Bewuchsreihen		Temperatur
	Q	b _{so}	h	I _E	li.	re.	T
[-]	[l/s]	[m]	[cm]	[‰]	[Stck.]	[Stck.]	[°C]
S093b77Q140o40	140,0	0,933	15,43	4,03	0	0	18,1
S093b77Q163o10	163,0	0,933	34,10	1,06	0	0	18,1
S093b77Q163o20	163,2	0,933	23,90	1,97	0	0	18,0
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{so} = 0,400 m, beidseitig innere Bewuchsreihe entfernt							
S040b66Q040o05	39,9	0,4	34,25	0,50	1	1	19,6
S040b66Q040o10	40,0	0,4	22,40	1,01	1	1	19,7
S040b66Q040o20	40,0	0,4	15,04	1,98	1	1	19,4
S040b66Q060o10	60,0	0,4	34,16	1,05	1	1	19,7
S040b66Q060o20	60,0	0,4	23,13	2,06	1	1	19,7
S040b66Q060o40	60,0	0,4	15,69	3,95	1	1	19,6
S040b66Q070o20	70,0	0,4	27,19	2,06	1	1	19,5
S040b66Q070o40	70,0	0,4	18,76	3,95	1	1	19,5
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{so} = 0,933 m, beidseitig innere Bewuchsreihe entfernt							
S093b66Q093o10	93,3	0,933	17,41	1,03	1	1	17,4
S093b66Q093o20	93,3	0,933	12,88	1,95	1	1	17,5
S093b66Q140o05	140,0	0,933	34,75	0,61	1	1	17,7
S093b66Q140o10	139,9	0,933	24,93	1,04	1	1	17,4
S093b66Q140o20	140,0	0,933	18,27	1,94	1	1	17,6
S093b66Q140o40	140,0	0,933	13,55	3,99	1	1	17,7
S093b66Q163o10	163,2	0,933	29,15	1,01	1	1	17,3
S093b66Q163o20	163,3	0,933	20,76	1,97	1	1	17,5
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{so} = 0,400 m, beidseitig inneren 2 Bewuchsreihen entfernt							
S040b55Q040o10	40,0	0,4	14,22	1,02	2	2	19,7
S040b55Q060o05	60,1	0,4	34,80	0,53	2	2	19,7
S040b55Q060o10	60,0	0,4	23,57	0,97	2	2	19,7
S040b55Q060o20	60,0	0,4	15,58	1,95	2	2	19,7
S040b55Q070o10	70,0	0,4	28,28	1,00	2	2	19,6
S040b55Q070o20	70,0	0,4	19,11	1,93	2	2	19,7
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{so} = 0,933 m, beidseitig inneren 2 Bewuchsreihen entfernt							
S093b55Q093o10	93,2	0,933	14,77	1,00	2	2	17,8
S093b55Q093o20	93,3	0,933	11,18	2,04	2	2	17,8
S093b55Q140o05	140,0	0,933	29,20	0,56	2	2	18,1
S093b55Q140o10	140,0	0,933	20,77	0,96	2	2	17,8
S093b55Q140o20	140,1	0,933	15,31	1,96	2	2	18,0
S093b55Q140o40	140,0	0,933	11,89	3,96	2	2	18,0
S093b55Q163o10	163,3	0,933	23,12	1,05	2	2	17,7
S093b55Q163o20	163,4	0,933	17,39	2,03	2	2	18,0
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{so} = 0,400 m, beidseitig inneren 3 Bewuchsreihen entfernt							
S040b44Q060o05	60,0	0,4	21,71	0,50	3	3	19,3
S040b44Q060o10	60,1	0,4	15,83	0,94	3	3	19,4
S040b44Q070o05	70,0	0,4	26,96	0,51	3	3	19,3
S040b44Q070o10	69,9	0,4	18,66	1,00	3	3	19,3

Versuchsname	Abfluß	Sohlenbreite	Wassertiefe	Gefälle	Anzahl nicht besetzter (freier) Bewuchsreihen		Temperatur
	Q	b _{so}	h	I _E	li.	re.	T
[-]	[l/s]	[m]	[cm]	[‰]	[Stck.]	[Stck.]	[°C]
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{so} = 0,933 m, beidseitig inneren 3 Bewuchsreihen entfernt							
S093b44Q093o05	93,3	0,933	16,76	0,55	3	3	18,5
S093b44Q140o05	140,0	0,933	23,72	0,60	3	3	18,6
S093b44Q140o10	140,0	0,933	17,98	1,05	3	3	18,7
S093b44Q163o05	163,4	0,933	27,91	0,53	3	3	18,6
S093b44Q163o10	163,4	0,933	20,39	1,08	3	3	18,6
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{so} = 0,400 m, einseitig volle Uferbestockung							
S040b07Q040o10	40,0	0,4	17,86	0,97	7	0	18,7
S040b07Q040o20	40,0	0,4	13,49	2,02	7	0	18,7
S040b07Q060o05	60,0	0,4	30,17	0,50	7	0	18,7
S040b07Q060o10	60,0	0,4	23,68	0,99	7	0	18,7
S040b07Q060o20	60,1	0,4	18,22	1,98	7	0	18,7
S040b07Q060o40	60,0	0,4	13,92	3,95	7	0	18,7
S040b07Q070o10	70,1	0,4	26,75	1,00	7	0	18,7
S040b07Q070o20	70,0	0,4	20,45	1,97	7	0	18,7
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{so} = 0,933 m, einseitig volle Uferbestockung							
S093b07Q093o10	93,4	0,933	15,89	1,03	7	0	18,5
S093b07Q093o20	93,4	0,933	12,52	1,97	7	0	18,7
S093b07Q140o05	140,1	0,933	29,01	0,45	7	0	18,5
S093b07Q140o10	140,1	0,933	21,10	1,06	7	0	18,6
S093b07Q140o20	140,0	0,933	16,40	2,02	7	0	18,3
S093b07Q140o40	140,1	0,933	12,98	4,02	7	0	18,4
S093b07Q163o10	163,3	0,933	23,88	1,04	7	0	18,6
S093b07Q163o20	163,4	0,933	18,48	1,96	7	0	18,7
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{so} = 0,400 m, einseitig inneren 2 Bewuchsreihen entfernt							
S040b05Q040o05	40,0	0,4	16,56	0,50	7	2	18,7
S040b05Q060o05	60,0	0,4	22,94	0,51	7	2	18,7
S040b05Q060o10	60,0	0,4	17,73	0,99	7	2	18,7
S040b05Q060o20	60,0	0,4	13,12	1,93	7	2	18,7
S040b05Q070o05	70,1	0,4	25,48	0,54	7	2	18,7
S040b05Q070o10	70,0	0,4	19,63	1,04	7	2	18,7
S040b05Q070o20	70,0	0,4	14,92	1,98	7	2	18,6
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{so} = 0,933 m, einseitig inneren 2 Bewuchsreihen entfernt							
S093b05Q093o10	93,4	0,933	13,73	1,04	7	2	18,0
S093b05Q140o05	139,9	0,933	24,20	0,47	7	2	18,1
S093b05Q140o10	140,0	0,933	18,67	0,99	7	2	18,1
S093b05Q140o20	140,1	0,933	14,49	1,98	7	2	18,1
S093b05Q163o10	163,2	0,933	20,54	1,04	7	2	18,0
S093b05Q163o20	163,3	0,933	16,14	1,96	7	2	18,1

Anlage 5: Zusammenstellung der Versuche mit beweglicher Sohle

Erläuterung der Versuchsnummern:

- S... : Sohlenbreite in cm; z.B. S040 = 40 cm Sohlenbreite
 b.. : Anzahl der mit Bewuchs besetzten Reihen links und rechts (7 Reihen entspricht voller Uferbestockung); z.B. b07 = links kein Bewuchs, rechts volle Bestockung
 Q... : Abfluß in l/s; z.B. Q067 = ca. 67 l/s Gesamtabfluß
 m.. : Feststofftrieb in g/s; z.B. m72 = ca. 72 g/s Geschiebetrieb

Versuchsname	Ab- fluß	So.- breite	Wa. Tiefe	Ge- fälle	Geschie- betrieb	Transportkörper			Anzahl freier Reihen		Tempe- ratur
	Q	b _{So}	h	I _E	m _F	L _{TK}	H _{TK}	S _{TK}	li.	re.	T
[-]	[l/s]	[m]	[cm]	[‰]	[g/(s m)]	[m]	[cm]	[-]	[Stck.]		[°C]
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,400 m, beidseitig kein Bewuchs											
S040b00Q040m03	40,0	0,400	16,85	1,03	8,3	1,213	5,02	0,0414	7	7	16,5
S040b00Q040m09	40,0	0,400	14,22	1,86	23,0	1,086	4,70	0,0437	7	7	16,0
S040b00Q040m15	40,0	0,400	13,67	2,36	39,8	0,999	4,56	0,0458	7	7	17,6
S040b00Q040m27	40,0	0,400	12,13	3,21	68,0	0,973	4,51	0,0464	7	7	16,3
S040b00Q060m04	60,0	0,400	21,21	1,00	9,7	1,025	5,85	0,0572	7	7	16,7
S040b00Q060m11	60,0	0,400	18,93	1,77	27,7	1,078	5,91	0,0553	7	7	15,9
S040b00Q060m19	60,1	0,400	17,49	2,51	51,0	1,075	5,82	0,0543	7	7	17,3
S040b00Q060m26	60,0	0,400	16,81	2,81	65,0	1,067	5,40	0,0509	7	7	16,0
S040b00Q070m04	70,0	0,400	23,32	0,88	10,3	1,070	5,77	0,0541	7	7	17,4
S040b00Q070m09	70,0	0,400	21,52	1,40	22,3	1,065	6,25	0,0589	7	7	16,5
S040b00Q070m19	70,0	0,400	19,48	2,20	48,3	1,087	6,01	0,0554	7	7	17,1
S040b00Q070m26	70,0	0,400	18,30	2,38	65,0	1,052	5,94	0,0565	7	7	16,2
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,667 m, beidseitig kein Bewuchs											
S067b00Q067m08	66,7	0,667	18,13	1,23	11,8	1,087	5,65	0,0525	7	7	16,6
S067b00Q067m29	66,7	0,667	14,55	2,62	43,9	0,920	5,09	0,0559	7	7	16,6
S067b00Q067m48	66,7	0,667	13,22	3,28	72,0	0,929	5,09	0,0550	7	7	17,0
S067b00Q100m08	100,0	0,667	23,48	1,03	12,1	1,117	6,51	0,0582	7	7	16,1
S067b00Q100m35	100,0	0,667	20,01	2,24	52,3	0,986	6,16	0,0627	7	7	16,6
S067b00Q100m45	100,0	0,667	18,27	2,50	66,9	1,018	6,11	0,0602	7	7	15,8
S067b00Q117m09	116,7	0,667	25,54	1,02	13,2	1,010	6,58	0,0651	7	7	16,7
S067b00Q117m24	116,6	0,667	22,96	1,75	35,5	1,080	7,21	0,0670	7	7	16,5
S067b00Q117m49	116,5	0,667	20,55	2,75	72,9	0,930	6,38	0,0690	7	7	16,7
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,933 m, beidseitig kein Bewuchs											
S093b00Q093m40	93,3	0,933	15,28	2,38	42,9	0,912	5,17	0,0566	7	7	18,5
S093b00Q140m18	140,0	0,933	24,64	1,01	19,1	1,090	6,92	0,0640	7	7	16,7
S093b00Q140m33	140,0	0,933	22,40	1,88	34,9	1,103	7,23	0,0656	7	7	19,7
S093b00Q140m44	140,0	0,933	20,44	2,33	47,6	1,047	6,92	0,0662	7	7	13,6
S093b00Q140m74	140,0	0,933	18,84	3,08	79,0	0,930	6,12	0,0660	7	7	19,0
S093b00Q163m34	163,3	0,933	24,44	1,65	36,9	1,100	7,38	0,0670	7	7	18,2

Versuchsname	Ab- fluß Q [-]	So.- breite b _{So} [m]	Wa. Tiefe h [cm]	Ge- fälle I _E [‰]	Geschie- betrieb m _F [g/(s m)]	Transportkörper			Anzahl freier Reihen		Tempe- ratur T [°C]
						Länge L _{TK} [m]	Höhe H _{TK} [cm]	Steilheit S _{TK} [-]	li. [Stck.]	re. [Stck.]	
Versuchreihe: Sohlenbreite b_{So} = 1,200 m, beidseitig kein Bewuchs											
S120b00Q120m14	120,0	1,200	18,93	1,62	12,0	0,970	6,25	0,0646	7	7	23,8
S120b00Q120m33	120,0	1,200	16,93	2,51	27,2	0,920	6,42	0,0696	7	7	23,1
S120b00Q120m63	120,0	1,200	15,54	3,42	52,5	0,890	5,94	0,0669	7	7	23,7
S120b00Q180m10	180,0	1,200	26,59	1,03	8,4	1,045	7,01	0,0673	7	7	24,4
S120b00Q180m33	180,0	1,200	23,83	1,62	27,7	0,941	6,60	0,0701	7	7	24,2
S120b00Q180m36	180,1	1,200	22,47	1,84	30,1	0,930	6,98	0,0751	7	7	21,3
S120b00Q180m92	180,0	1,200	20,36	3,09	76,7	0,906	6,97	0,0771	7	7	21,8
S120b00Q210m17	210,0	1,200	27,33	1,25	14,4	0,886	6,79	0,0768	7	7	23,9
S120b00Q210m58	210,0	1,200	24,05	2,58	48,0	0,907	7,10	0,0783	7	7	22,4
S120b00Q210m105	210,0	1,200	22,53	3,01	87,5	0,993	7,35	0,0740	7	7	22,5
Versuchreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,400 m, beidseitig volle Uferbestockung											
S040b77Q040m06	40,0	0,400	22,83	3,07	14,0	0,895	6,93	0,0776	0	0	22,6
S040b77Q040m10	40,0	0,400	21,03	4,09	24,2	0,855	6,78	0,0793	0	0	21,1
S040b77Q040m14	40,0	0,400	19,88	4,93	36,0	0,939	7,45	0,0794	0	0	21,5
S040b77Q040m29	39,9	0,400	17,82	6,36	74,3	0,892	6,99	0,0784	0	0	20,9
S040b77Q060m03	60,6	0,400	34,80	2,23	6,3	0,990	7,47	0,0755	0	0	20,3
S040b77Q060m04	60,1	0,400	33,04	2,72	9,8	0,934	7,34	0,0787	0	0	21,2
S040b77Q060m07	60,2	0,400	30,63	3,02	15,7	0,868	7,06	0,0815	0	0	19,7
S040b77Q060m12	60,0	0,400	27,98	3,99	30,0	0,850	7,07	0,0832	0	0	22,4
S040b77Q060m17	60,0	0,400	26,68	4,37	42,0	0,854	7,31	0,0854	0	0	19,2
S040b77Q060m19	60,0	0,400	26,46	4,94	48,5	0,943	7,87	0,0838	0	0	21,0
S040b77Q060m32	60,0	0,400	24,31	6,06	80,0	0,970	8,60	0,0887	0	0	20,7
S040b77Q070m08	70,0	0,400	33,79	3,67	21,0	0,935	8,10	0,0866	0	0	21,1
S040b77Q070m16	70,0	0,400	30,53	4,31	40,8	0,860	7,49	0,0871	0	0	21,4
S040b77Q070m29	69,9	0,400	28,15	5,52	71,3	1,030	8,82	0,0856	0	0	20,7
Versuchreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,667 m, beidseitig volle Uferbestockung											
S067b77Q067m13	66,7	0,667	21,84	3,06	19,9	1,005	7,46	0,0743	0	0	15,9
S067b77Q067m29	66,7	0,667	18,64	4,21	43,6	0,924	7,03	0,0762	0	0	16,8
S067b77Q067m62	66,7	0,667	16,13	5,56	93,4	0,839	5,51	0,0660	0	0	16,5
S067b77Q100m08	100,0	0,667	33,52	2,12	11,2	0,965	7,84	0,0812	0	0	17,3
S067b77Q100m23	100,0	0,667	27,29	3,48	34,9	1,017	8,74	0,0862	0	0	18,2
S067b77Q100m35	100,0	0,667	25,19	4,15	52,6	0,868	7,96	0,0918	0	0	16,7
S067b77Q100m56	100,0	0,667	24,14	5,50	84,6	0,958	8,51	0,0891	0	0	16,2
S067b77Q117m12	116,7	0,667	34,02	2,84	18,0	0,893	7,94	0,0888	0	0	17,7
S067b77Q117m24	116,6	0,667	31,38	3,26	36,0	0,950	8,74	0,0919	0	0	18,4
S067b77Q117m42	116,7	0,667	28,38	4,73	63,6	0,924	8,73	0,0943	0	0	16,4
Versuchreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,933 m, beidseitig volle Uferbestockung											
S093b77Q093m39	93,4	0,933	17,27	3,38	41,9	0,783	5,10	0,0653	0	0	20,7
S093b77Q140m13	140,0	0,933	31,17	1,83	13,4	0,864	6,14	0,0710	0	0	22,5
S093b77Q140m23	140,1	0,933	26,92	2,35	24,9	0,761	5,67	0,0746	0	0	19,8

Versuchsname	Ab- fluß Q [-]	So.- breite b _{So} [m]	Wa. Tiefe h [cm]	Ge- fälle I _E [‰]	Geschie- betrieb m _F [g/(s m)]	Transportkörper			Anzahl freier Reihen		Tempe- ratur T [°C]
						Länge L _{TK} [m]	Höhe H _{TK} [cm]	Steilheit S _{TK} [-]	li. [Stck.]	re.	
S093b77Q140m43	140,1	0,933	24,55	3,09	46,5	0,719	5,60	0,0782	0	0	18,7
S093b77Q140m70	140,0	0,933	22,21	3,95	74,7	0,719	5,72	0,0796	0	0	19,9
S093b77Q163m25	163,4	0,933	31,86	2,45	26,6	0,797	6,18	0,0779	0	0	21,9
Versuchreihe: Sohlenbreite b_{So} = 1,200 m, beidseitig volle Uferbestockung											
S120b77Q120m18	120,0	1,200	19,81	2,13	15,0	0,634	4,28	0,0676	0	0	22,9
S120b77Q120m30	120,0	1,200	18,26	2,90	25,3	0,590	4,12	0,0699	0	0	22,4
S120b77Q120m41	120,1	1,200	17,10	3,44	34,2	0,524	3,72	0,0592	0	0	22,9
S120b77Q120m70	120,0	1,200	14,61	4,10	58,6	0,679	4,55	0,0670	0	0	22,1
S120b77Q180m17	180,0	1,200	29,89	1,50	13,8	0,674	4,85	0,0718	0	0	22,5
S120b77Q180m36	179,9	1,200	24,48	2,30	29,8	0,670	5,11	0,0766	0	0	22,8
S120b77Q180m61	180,0	1,200	24,82	2,97	50,6	0,656	5,12	0,0780	0	0	22,7
S120b77Q180m105	180,0	1,200	21,14	3,89	87,5	0,709	5,65	0,0798	0	0	22,6
S120b77Q210m16	210,0	1,200	33,93	1,50	13,6	0,664	4,90	0,0738	0	0	23,1
S120b77Q210m39	210,0	1,200	29,08	2,52	32,2	0,659	5,23	0,0792	0	0	21,5
S120b77Q210m88	210,0	1,200	26,00	3,33	73,6	0,647	5,16	0,0798	0	0	22,1
Versuchreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,400 m, beidseitig innere Bewuchsreihe entfernt											
S040b66Q040m06	40,0	0,400	20,74	2,70	15,0	0,890	8,10	0,0908	1	1	19,1
S040b66Q040m14	40,0	0,400	18,01	4,29	35,5	0,897	8,25	0,0919	1	1	18,9
S040b66Q040m29	40,0	0,400	15,99	5,82	73,3	0,851	7,25	0,0853	1	1	18,7
S040b66Q060m07	60,0	0,400	28,07	2,52	16,8	0,937	8,70	0,0929	1	1	19,0
S040b66Q060m14	59,9	0,400	25,22	3,65	36,3	0,856	8,55	0,0997	1	1	20,2
S040b66Q060m15	60,0	0,400	24,91	3,69	36,7	0,807	8,30	0,1027	1	1	17,8
S040b66Q060m25	59,5	0,400	23,67	4,73	62,5	0,854	8,94	0,1046	1	1	19,8
S040b66Q060m27	60,0	0,400	23,34	4,98	67,0	0,854	8,85	0,1037	1	1	18,6
S040b66Q070m05	69,8	0,400	34,22	2,09	11,8	0,960	8,78	0,0869	1	1	17,9
S040b66Q070m13	70,0	0,400	28,65	3,41	33,5	0,892	8,15	0,0914	1	1	19,0
S040b66Q070m29	70,0	0,400	25,29	4,97	72,5	0,860	9,41	0,1096	1	1	18,5
Versuchreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,400 m, beidseitig inneren 2 Bewuchsreihen entfernt											
S040b55Q060m06	60,0	0,400	25,70	1,89	14,7	1,005	8,77	0,0867	2	2	16,3
S040b55Q060m17	60,0	0,400	21,69	3,18	42,2	0,875	7,90	0,0902	2	2	15,9
S040b55Q060m36	60,0	0,400	19,28	4,37	90,0	0,890	7,03	0,0792	2	2	16,6
Versuchreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,933 m, beidseitig inneren 2 Bewuchsreihen entfernt											
S093b55Q093m38	93,3	0,933	16,39	2,89	41,1	0,807	5,81	0,0720	2	2	22,2
S093b55Q140m13	140,0	0,933	26,95	1,57	13,7	0,751	5,45	0,0724	2	2	23,0
S093b55Q140m35	140,8	0,933	22,23	2,71	37,5	0,789	6,46	0,0818	2	2	22,2
S093b55Q140m57	140,0	0,933	20,40	3,52	61,1	0,839	6,78	0,0808	2	2	22,2
S093b55Q163m33	163,3	0,933	25,87	2,91	35,5	0,787	6,59	0,0837	2	2	22,5
Versuchreihe: Sohlenbreite b_{So} = 1,200 m, beidseitig inneren 2 Bewuchsreihen entfernt											
S120b55Q120m53	120,0	1,200	15,94	2,94	44,3	0,702	5,14	0,0732	2	2	23,8

Versuchsname	Ab- fluß	So.- breite	Wa. Tiefe	Ge- fälle	Geschie- betrieb	Transportkörper			Anzahl freier		Tempe- ratur
	Q	b _{So}	h	I _E	m _F	L _{TK}	H _{TK}	S _{TK}	li.	re.	T
[-]	[l/s]	[m]	[cm]	[‰]	[g/(s m)]	[m]	[cm]	[-]	[Stck.]		[°C]
S120b55Q180m13	180,0	1,200	27,71	1,40	10,4	0,836	6,26	0,0750	2	2	23,1
S120b55Q180m46	180,0	1,200	23,24	2,34	38,3	0,781	6,60	0,0846	2	2	21,8
S120b55Q180m81	179,9	1,200	21,08	3,40	67,3	0,796	6,86	0,0863	2	2	21,4
S120b55Q210m36	210,0	1,200	26,93	2,29	29,7	0,762	6,43	0,0644	2	2	23,4
Versuchreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,400 m, beidseitig inneren 3 Bewuchsreihen entfernt											
S040b44Q040m05	40,0	0,400	16,89	1,46	12,5	1,088	5,29	0,0494	3	3	18,5
S040b44Q060m04	60,0	0,400	24,28	1,03	8,8	1,153	7,11	0,0617	3	3	18,6
S040b44Q060m11	60,0	0,400	20,14	1,98	28,0	0,932	6,50	0,0701	3	3	17,0
S040b44Q060m21	60,0	0,400	18,29	2,83	52,8	0,964	6,75	0,0702	3	3	19,1
S040b44Q060m31	60,0	0,400	17,26	3,08	77,3	0,976	5,77	0,0594	3	3	18,2
S040b44Q070m03	70,0	0,400	27,36	1,09	8,3	1,004	6,91	0,0690	3	3	18,6
S040b44Q070m17	70,0	0,400	21,27	2,44	42,5	0,966	7,86	0,0816	3	3	17,6
S040b44Q070m28	70,0	0,400	19,68	3,31	70,3	0,961	7,26	0,0756	3	3	18,0
Versuchreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,400 m, einseitig volle Uferbestockung											
S040b07Q040m03	40,0	0,400	18,64	1,48	8,3	1,018	4,89	0,0482	7	0	15,3
S040b07Q040m18	40,0	0,400	14,38	3,26	46,0	0,764	4,26	0,0561	7	0	15,9
S040b07Q040m28	40,0	0,400	13,68	3,95	69,8	0,824	3,95	0,0480	7	0	15,2
S040b07Q060m05	60,0	0,400	25,01	1,45	11,8	0,961	5,41	0,0564	7	0	15,2
S040b07Q060m16	60,0	0,400	21,32	2,75	40,5	0,780	5,19	0,0665	7	0	15,8
S040b07Q060m25	60,0	0,400	19,65	3,31	61,3	0,794	4,84	0,0611	7	0	15,8
S040b07Q060m26	60,0	0,400	18,72	3,69	65,0	0,828	4,96	0,0603	7	0	15,8
S040b07Q070m05	70,0	0,400	27,53	1,30	13,5	1,019	6,12	0,0604	7	0	16,0
S040b07Q070m20	70,0	0,400	22,24	2,80	50,5	0,790	5,39	0,0680	7	0	15,9
S040b07Q070m37	70,0	0,400	20,88	3,91	92,5	0,886	6,22	0,0703	7	0	15,6
Versuchreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,667 m, einseitig volle Uferbestockung											
S067b07Q067m06	66,7	0,667	19,95	1,40	9,6	0,677	5,08	0,0626	7	0	16,9
S067b07Q067m24	66,7	0,667	16,21	2,81	36,1	0,619	5,13	0,0664	7	0	16,0
S067b07Q067m50	66,7	0,667	14,22	3,80	74,4	0,795	4,70	0,0593	7	0	16,5
S067b07Q100m10	100,0	0,667	24,41	1,32	15,4	0,635	5,45	0,0688	7	0	16,6
S067b07Q100m20	100,0	0,667	21,38	2,14	30,1	0,807	5,51	0,0682	7	0	17,1
S067b07Q100m26	100,0	0,667	21,66	2,53	39,6	0,773	5,73	0,0743	7	0	16,9
S067b07Q100m56	100,0	0,667	18,81	3,74	84,4	0,652	6,02	0,0739	7	0	17,1
S067b07Q117m07	116,7	0,667	29,58	1,21	10,8	0,94	6,20	0,0659	7	0	18,1
S067b07Q117m28	116,8	0,667	24,18	2,50	41,7	0,796	6,24	0,0784	7	0	17,1
S067b07Q117m55	116,9	0,667	21,93	3,46	83,1	0,819	6,38	0,0777	7	0	17,6
Versuchreihe: Sohlenbreite b_{So} = 0,933 m, einseitig volle Uferbestockung											
S093b07Q093m29	93,4	0,933	16,94	2,36	30,9	0,777	4,78	0,0615	7	0	19,4
S093b07Q140m08	140,0	0,933	27,74	1,13	8,3	0,857	5,08	0,0594	7	0	19,9
S093b07Q140m38	140,0	0,933	22,92	2,26	40,3	0,774	5,42	0,0702	7	0	19,8
S093b07Q140m81	140,0	0,933	19,88	3,44	87,2	0,817	5,95	0,0728	7	0	19,9

Versuchsname	Ab- fluß	So.- breite	Wa. Tiefe	Ge- fälle	Geschie- betrieb	Transportkörper			Anzahl freier Reihen		Tempe- ratur
	Q	b _{So}	h	I _E	m _F	L _{TK}	H _{TK}	S _{TK}	li.	re.	T
[-]	[l/s]	[m]	[cm]	[‰]	[g/(s m)]	[m]	[cm]	[-]	[Stck.]		[°C]
S093b07Q163m32	163,3	0,933	26,20	2,03	34,6	0,772	5,74	0,0743	7	0	19,4
Versuchsreihe: Sohlenbreite b_{So} = 1,200 m, einseitig volle Uferbestockung											
S120b07Q120m16	120,0	1,200	18,92	1,40	13,1	0,762	4,35	0,0572	7	0	22,2
S120b07Q120m42	120,0	1,200	15,66	2,49	35,2	0,689	4,64	0,0674	7	0	22,5
S120b07Q120m92	120,0	1,200	13,53	3,56	76,9	0,663	4,08	0,0617	7	0	22,7
S120b07Q180m15	180,0	1,200	26,69	1,27	12,8	0,811	5,28	0,0649	7	0	21,6
S120b07Q180m41	180,0	1,200	23,34	2,14	33,9	0,735	5,60	0,0761	7	0	22,4
S120b07Q180m56	180,0	1,200	22,08	2,46	46,4	0,748	5,77	0,0771	7	0	22,9
S120b07Q180m73	180,0	1,200	20,75	3,20	61,0	0,797	5,87	0,0736	7	0	23,1
S120b07Q210m13	210,0	1,200	29,99	1,05	11,2	0,738	4,90	0,0665	7	0	23,0
S120b07Q210m56	210,0	1,200	25,41	2,13	46,7	0,769	6,04	0,0786	7	0	23,5
S120b07Q210m103	210,0	1,200	22,74	3,10	85,8	0,782	6,22	0,0794	7	0	22,6

Anlage 6: Fotodokumentation der alluvialen Gewässersohle



Abb. A.7: Vers. S040b00Q060m11
Bewuchs: kein Bewuchs

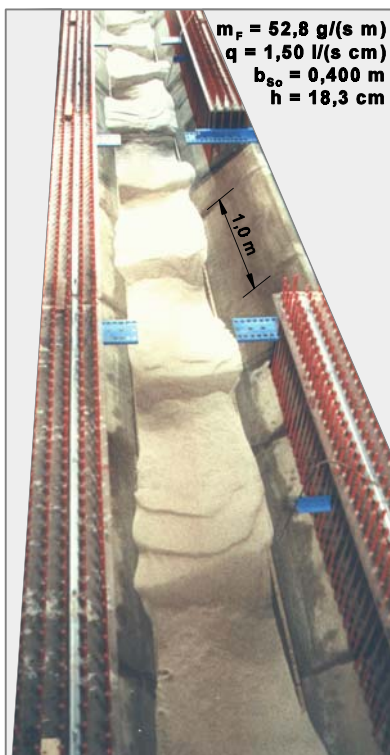


Abb. A.8: Vers. S040b44Q060m21
Bewuchs: inneren 3 Bewuchs-Reihen entfernt

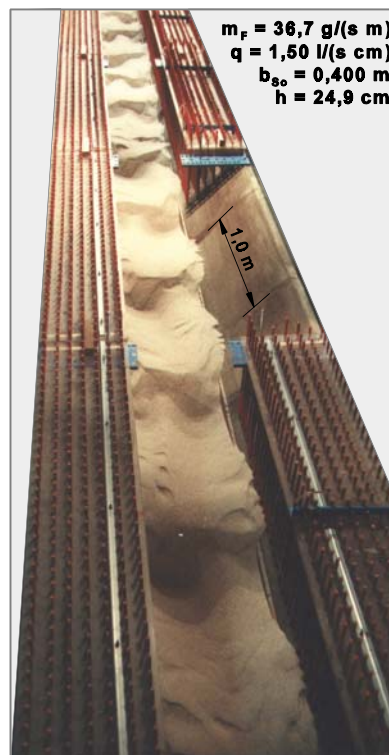


Abb. A.9: Vers. S040b66Q060m15
Bewuchs: innere Bewuchs-Reihe entfernt

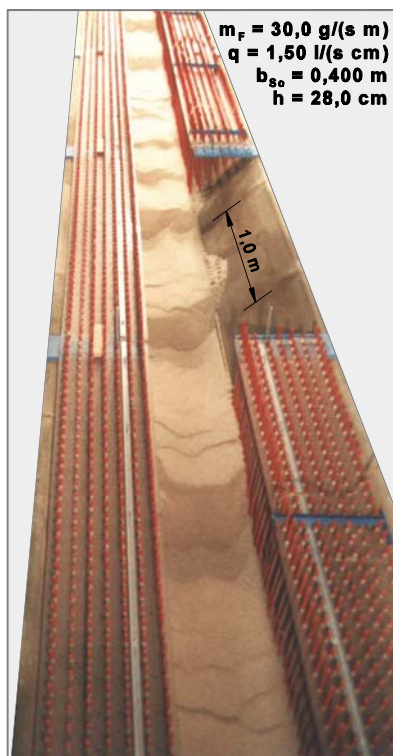


Abb. A.10: Vers. S040b77Q060m12
Bewuchs: beidseitig volle Uferbestockung

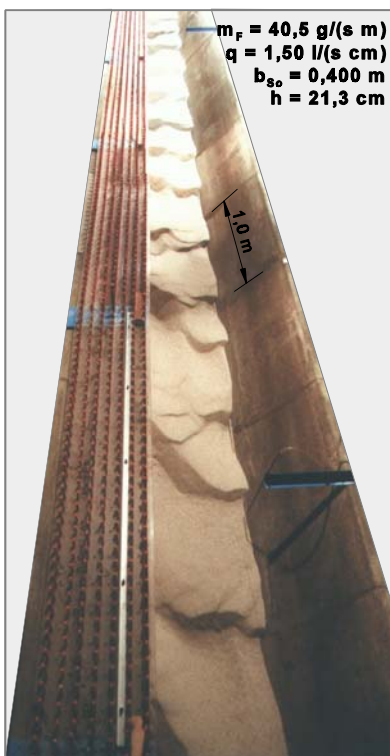


Abb. A.11: Vers. S040b07Q060m16
Bewuchs: halbseitig volle Uferbestockung

Allgemeine Hinweise:

Die Fließrichtung auf den Fotos ist jeweils von oben nach unten.

Der Bewuchs wurde auf der in Fließrichtung linken Seite für die Fotos auf einer Länge von 2,0 m zur Verdeutlichung der Bewuchsanordnung entfernt.

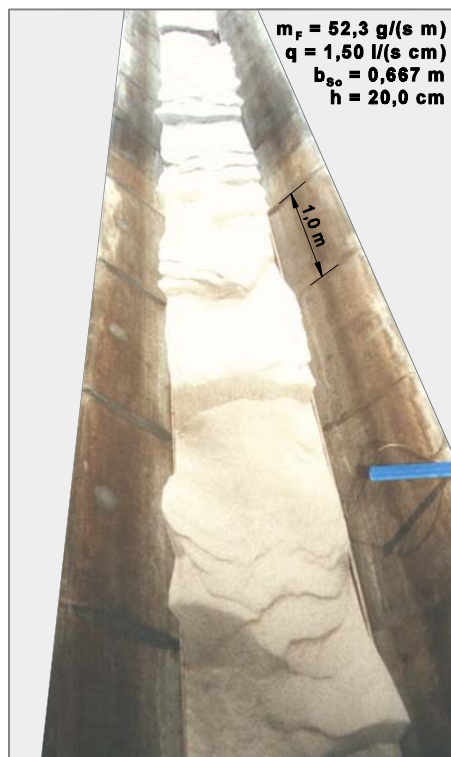


Abb. A.12: Versuch *S067b00Q100m35*
Bewuchs: kein Bewuchs

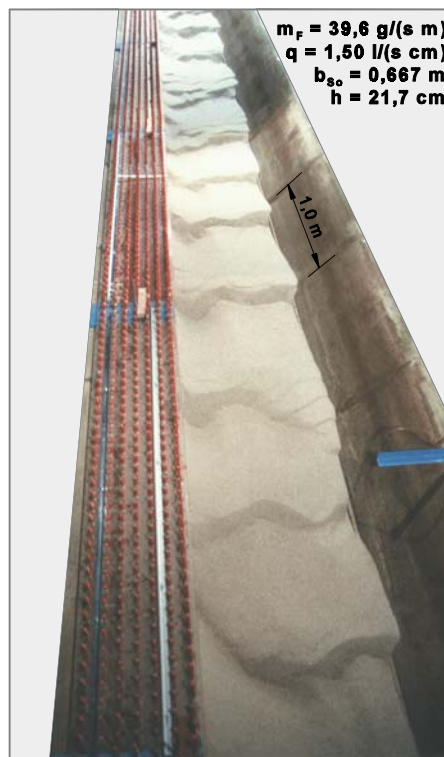


Abb. A.13: Versuch *S067b07Q100m26*
Bewuchs: halbseitig volle Ufer-
bestockung

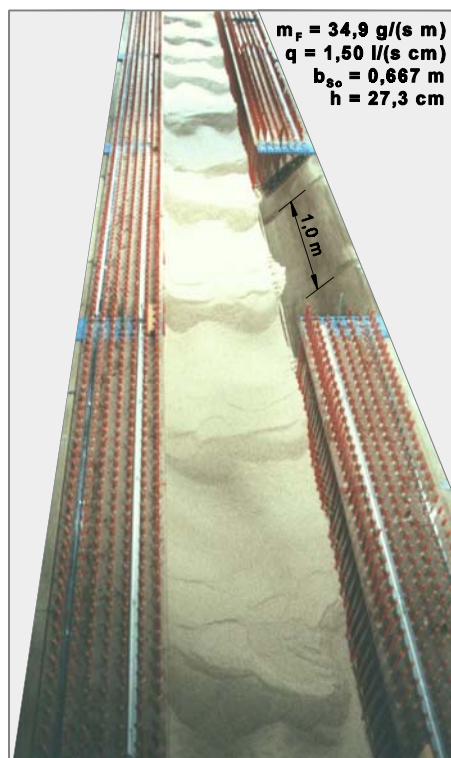


Abb. A.14: Versuch *S067b77Q100m23*
Bewuchs: beidseitig volle Ufer-
bestockung

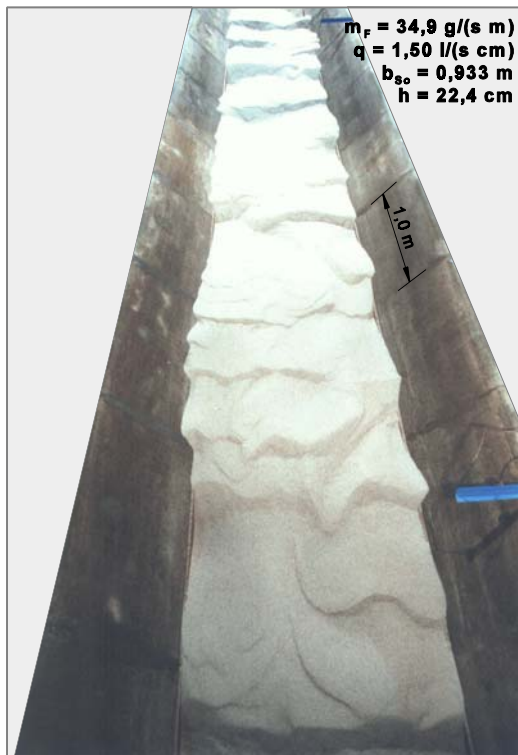


Abb. A.15: Versuch *S093b00Q140m33*
Bewuchs: kein Bewuchs



Abb. A.16: Versuch *S093b55Q140m35*
Bewuchs: inneren 2 Bewuchs-Reihen entfernt

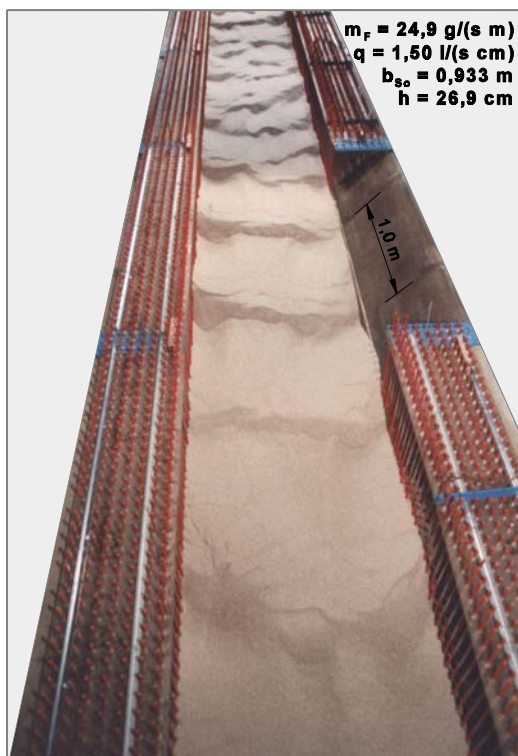


Abb. A.17: Versuch *S093b77Q140m23*
Bewuchs: beidseitig volle Uferbestockung

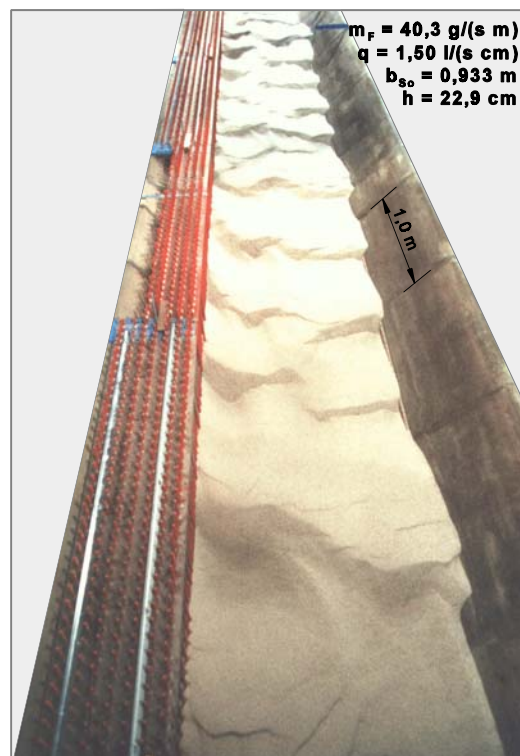


Abb. A.18: Versuch *S093b07Q140m38*
Bewuchs: halbseitig volle Uferbestockung

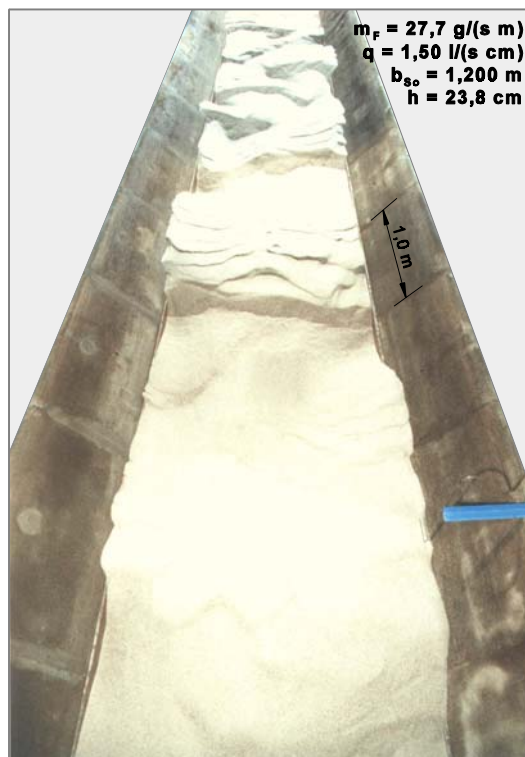


Abb. A.19: Versuch *S120b00Q180m33*
Bewuchs: kein Bewuchs



Abb. A.20: Versuch *S120b55Q180m46*
Bewuchs: inneren 2 Bewuchs-Reihen entfernt

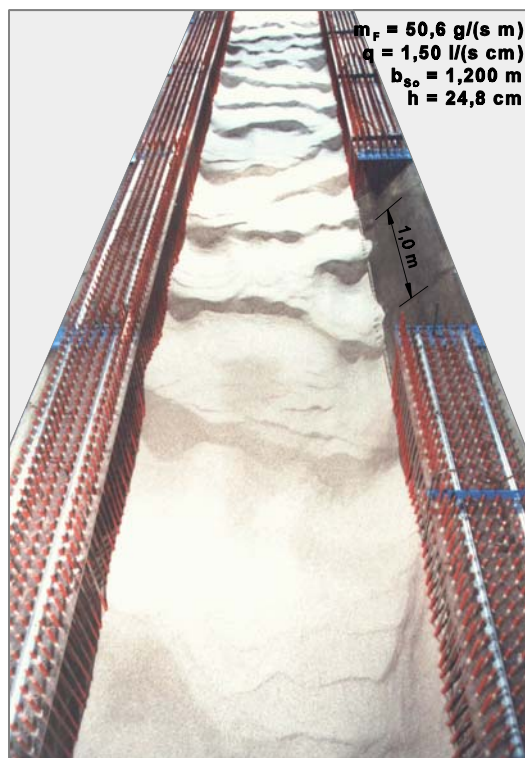


Abb. A.21: Versuch *S120b77Q180m61*
Bewuchs: beidseitig volle Uferbestockung



Abb. A.22: Versuch *S120b07Q180m56*
Bewuchs: halbseitig volle Uferbestockung

Anlage 7: Gegenüberstellung gemessener und gerechneter Geschiebetransport

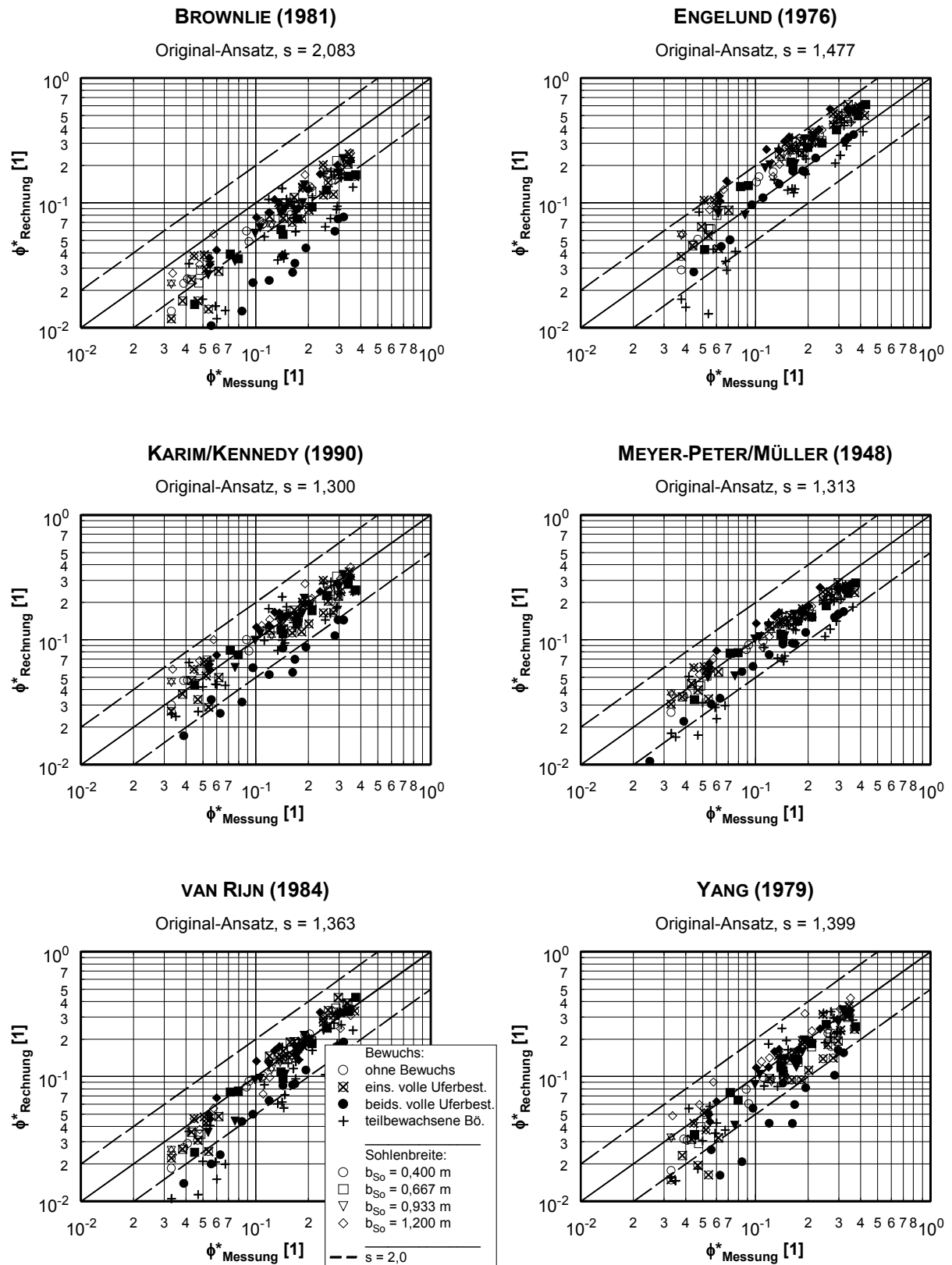


Abb. A.23: Versuche mit beweglicher Sohle: Gemessener und gerechneter Geschiebetransport (Original-Ansätze) ohne Berücksichtigung des Bewuchsbeiwertes σ_B

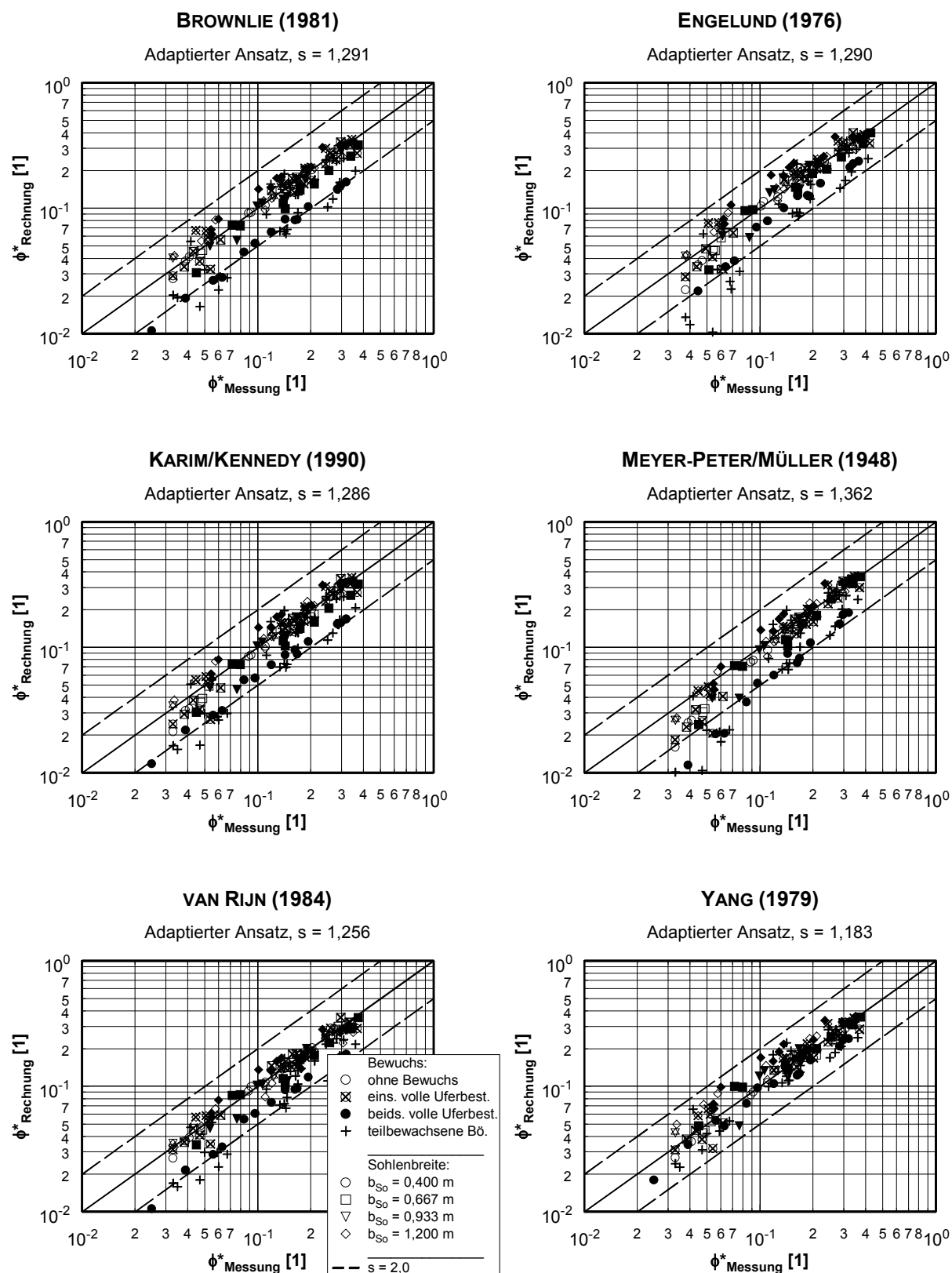


Abb. A.24: Versuche mit beweglicher Sohle: Gemessener und gerechneter Geschiebetransport (adaptierte Ansätze) ohne Berücksichtigung des Bewuchsbeiwertes σ_B

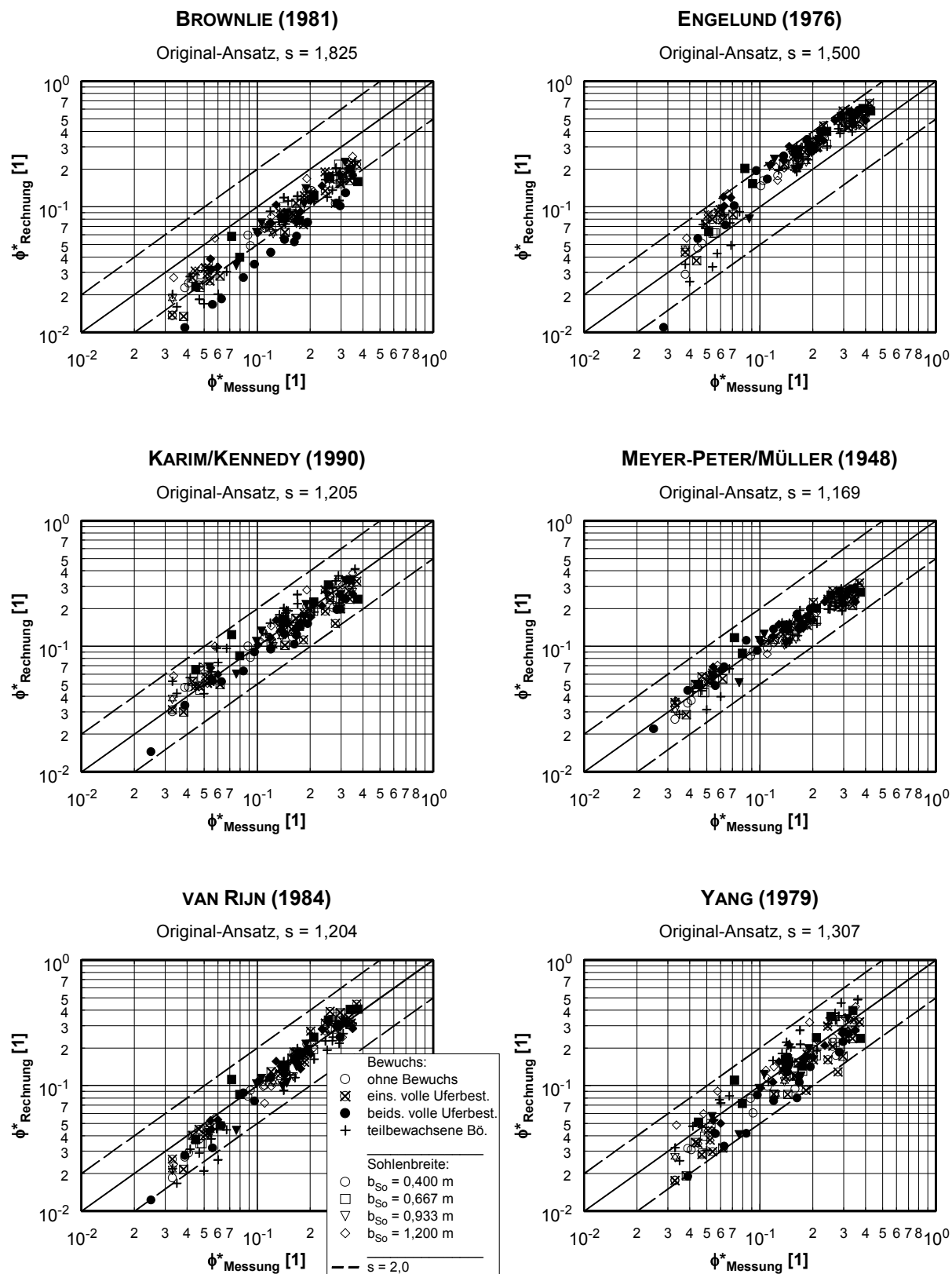


Abb. A.25: Versuche mit beweglicher Sohle: Gemessener und gerechneter Geschiebetransport (Original-Ansätze) mit Berücksichtigung des allgemeinen Bewuchsbeiwertes σ_B nach Abschnitt 5.3.4.7

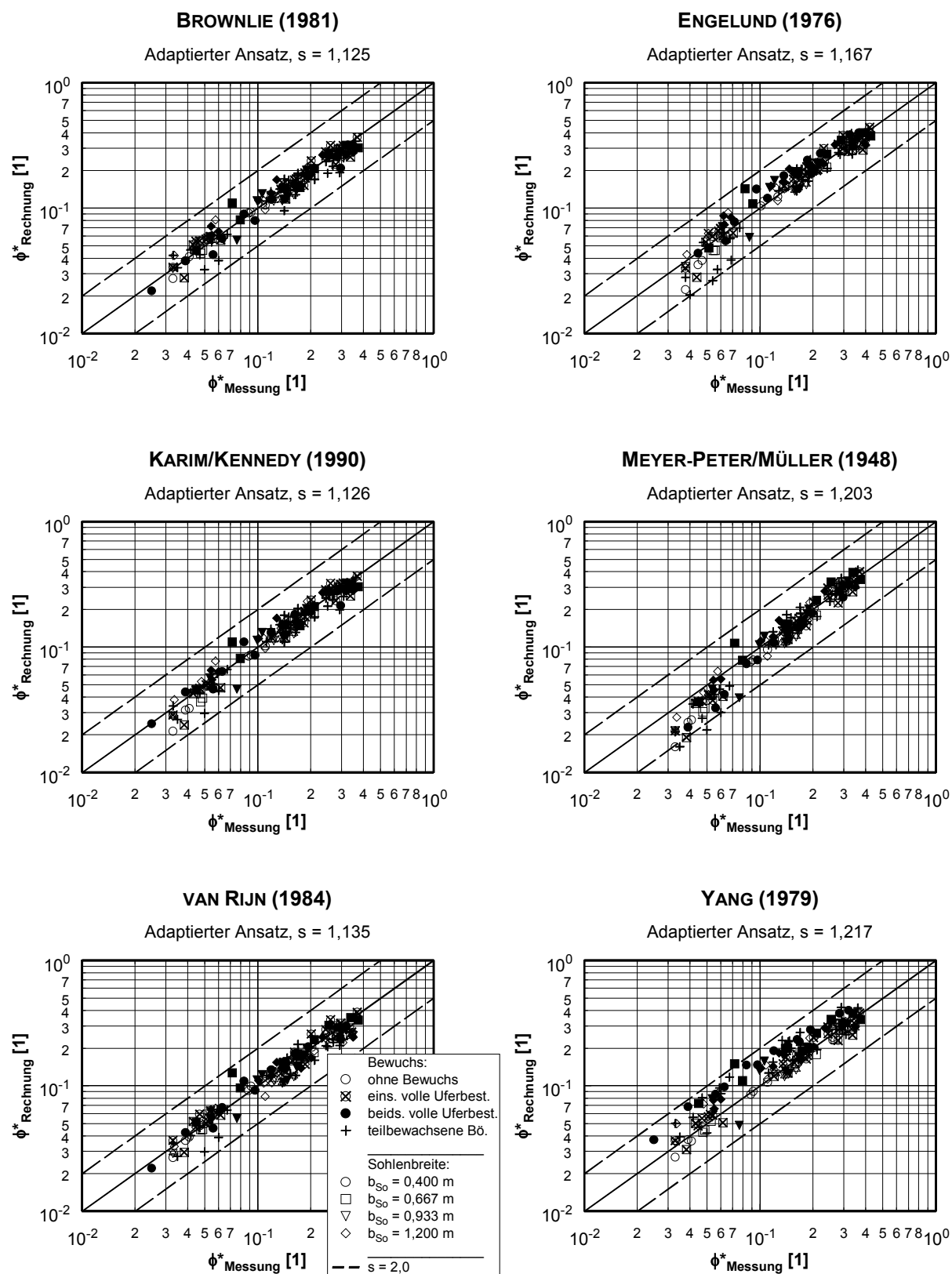


Abb. A.26: Versuche mit beweglicher Sohle: Gemessener und gerechneter Geschiebetransport (adaptierte Ansätze) mit Berücksichtigung des allgemeinen Bewuchsbeiwertes σ_B nach Abschnitt 5.3.4.7

Transportansatz	Original-/ adaptierter Ansatz	ohne Bewuchs		mit Bewuchs			
				ohne σ_B		mit σ_B	
		MW [%]	s [1]	MW [%]	s [1]	MW [%]	s [1]
BROWNLIE (1981)	original	-36,0	1,586	-51,5	2,287	-46,1	1,914
	adaptiert	-1,1	1,084	-14,1	1,370	-2,2	1,139
ENGELUND (1976)	original	40,8	1,414	32,0	1,500	49,8	1,531
	adaptiert	-2,6	1,117	-8,7	1,355	4,2	1,184
KARIM/KENNEDY (1990)	original	7,5	1,171	-14,0	1,347	0,1	1,217
	adaptiert	-4,4	1,122	-14,4	1,347	-1,8	1,128
MEYER-PETER/MÜLLER (1948)	original	-12,8	1,179	-19,1	1,362	-6,0	1,166
	adaptiert	-11,2	1,188	-18,9	1,427	-8,1	1,208
VAN RIJN (1984)	original	-9,2	1,201	-18,2	1,423	-7,1	1,205
	adaptiert	-6,0	1,103	-14,9	1,313	-1,4	1,146
YANG (1979)	original	-4,9	1,258	-20,8	1,451	-7,9	1,324
	adaptiert	0,9	1,124	2,0	1,204	21,5	1,251

Tab. A.1: Abweichungen und Streuungsmaße der Versuche mit und ohne Berücksichtigung des Bewuchsbeiwertes σ_B gemäß Abschnitt 5.3.4.7

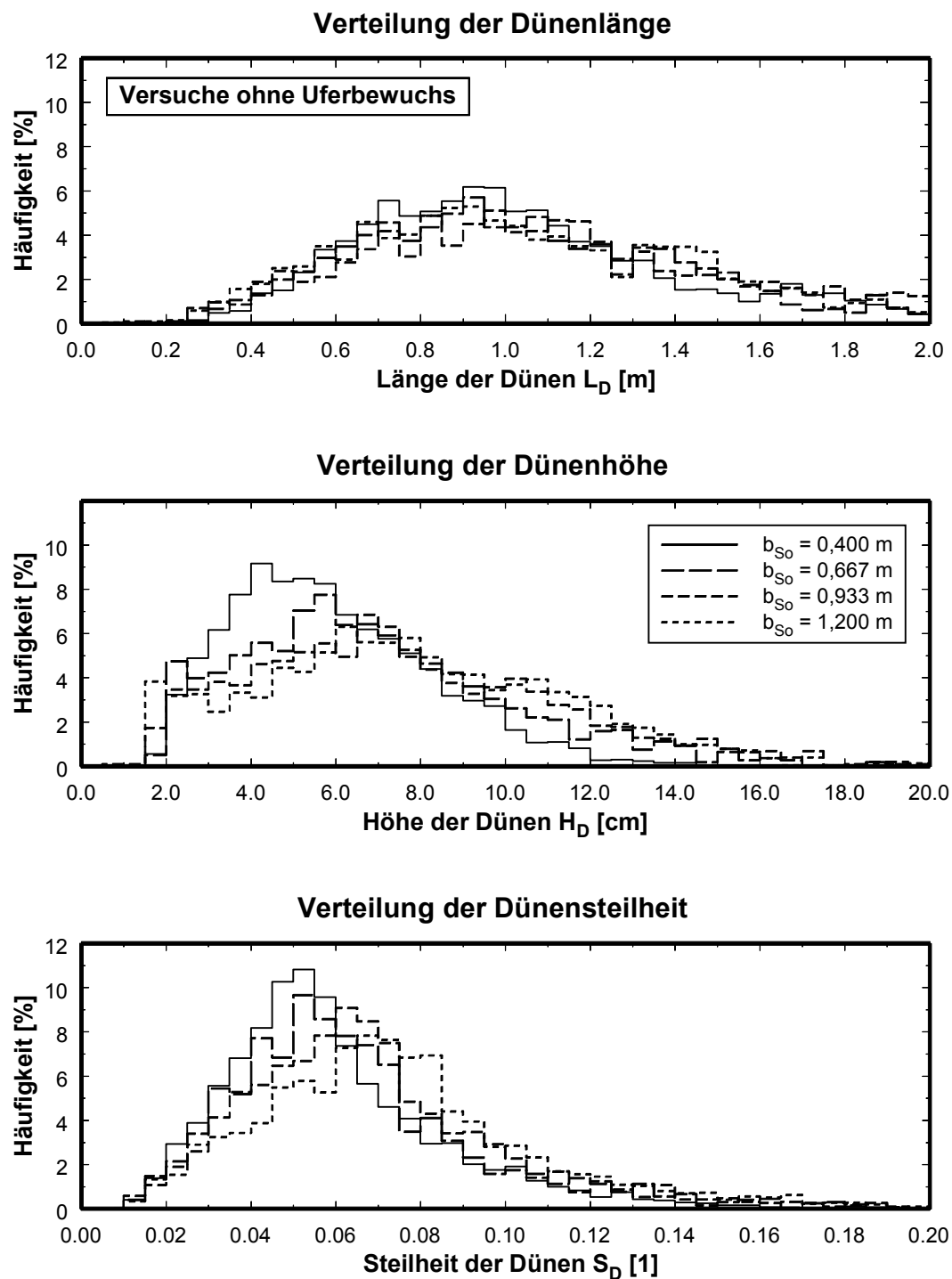
Anlage 8: Verteilung der Transportkörperkenngrößen

Abb. A.27: Versuche mit beweglicher Sohle ohne Bewuchs: Verteilung der Länge, Höhe und Steilheit der Dünen

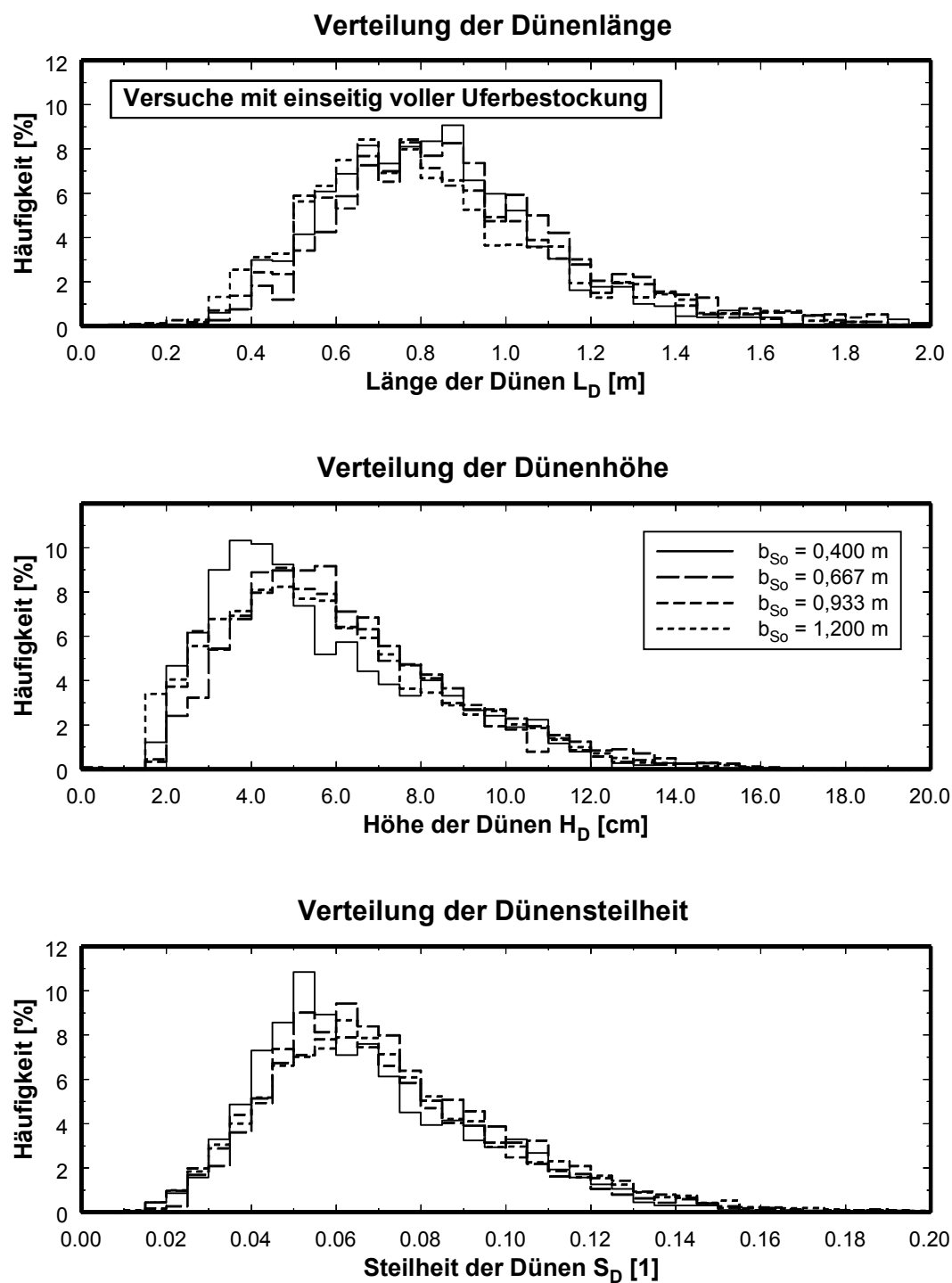


Abb. A.28: Versuche mit beweglicher Sohle und einseitig voller Uferbestockung: Verteilung der Länge, Höhe und Steilheit der Dünen

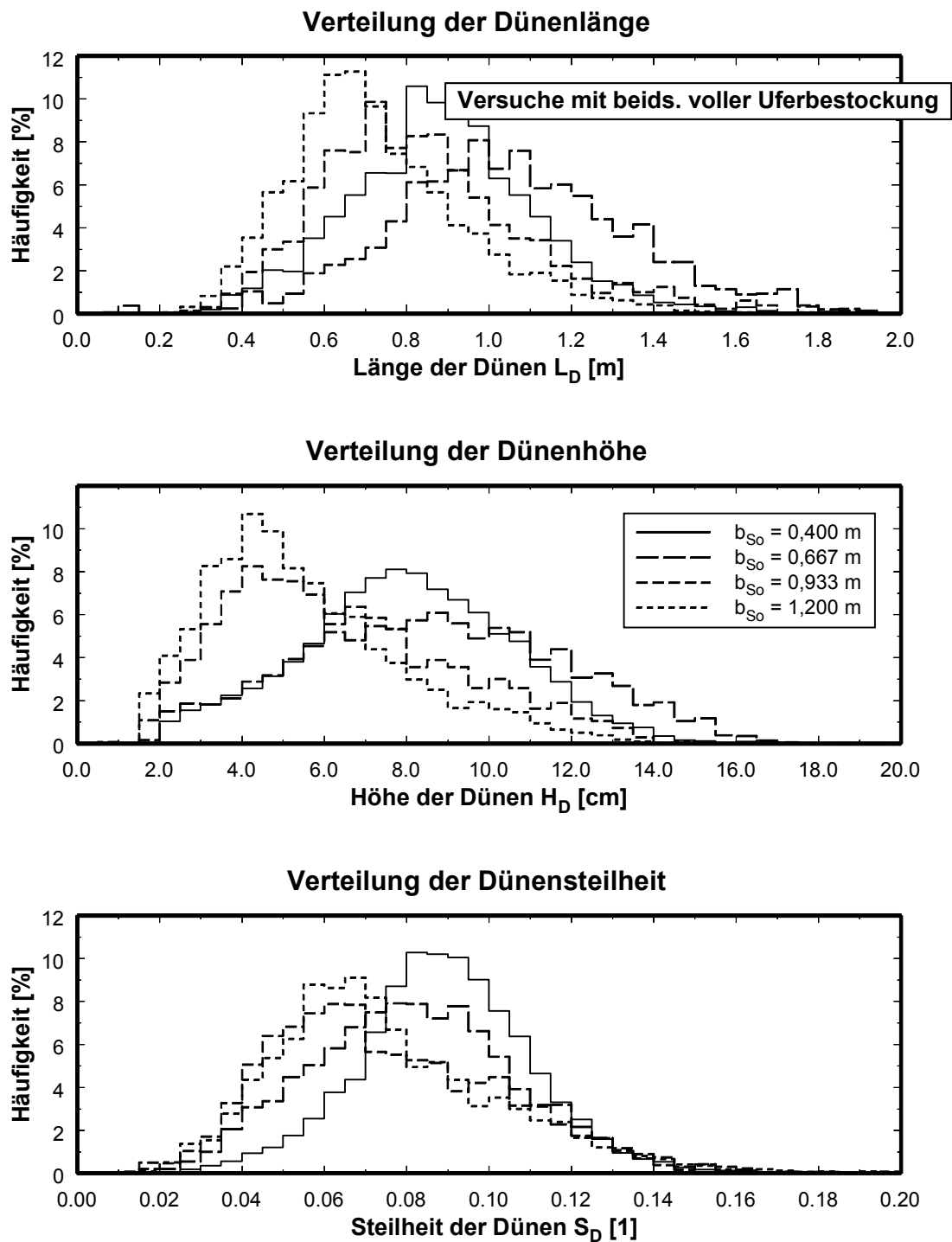


Abb. A.29: Versuche mit beweglicher Sohle und beidseitig voller Uferbestockung: Verteilung der Länge, Höhe und Steilheit der Dünen

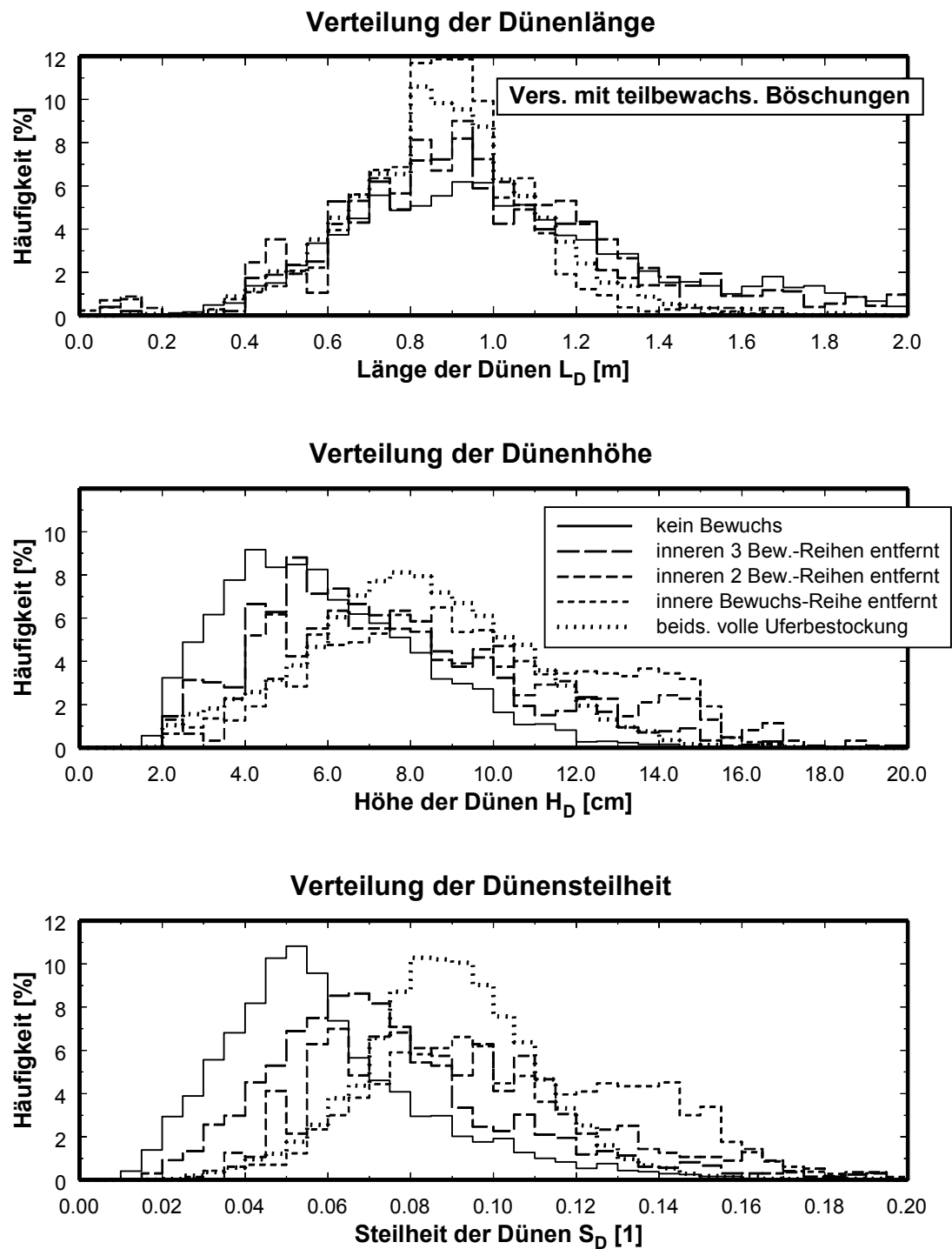


Abb. A.30: Versuche mit beweglicher Sohle ($b_{S_0} = 0,400$ m) und teilbewachsener Böschung: Verteilung der Länge, Höhe und Steilheit der Dünen

Anlage 9: Veränderung der Transportkörper im Gerinnequerschnitt

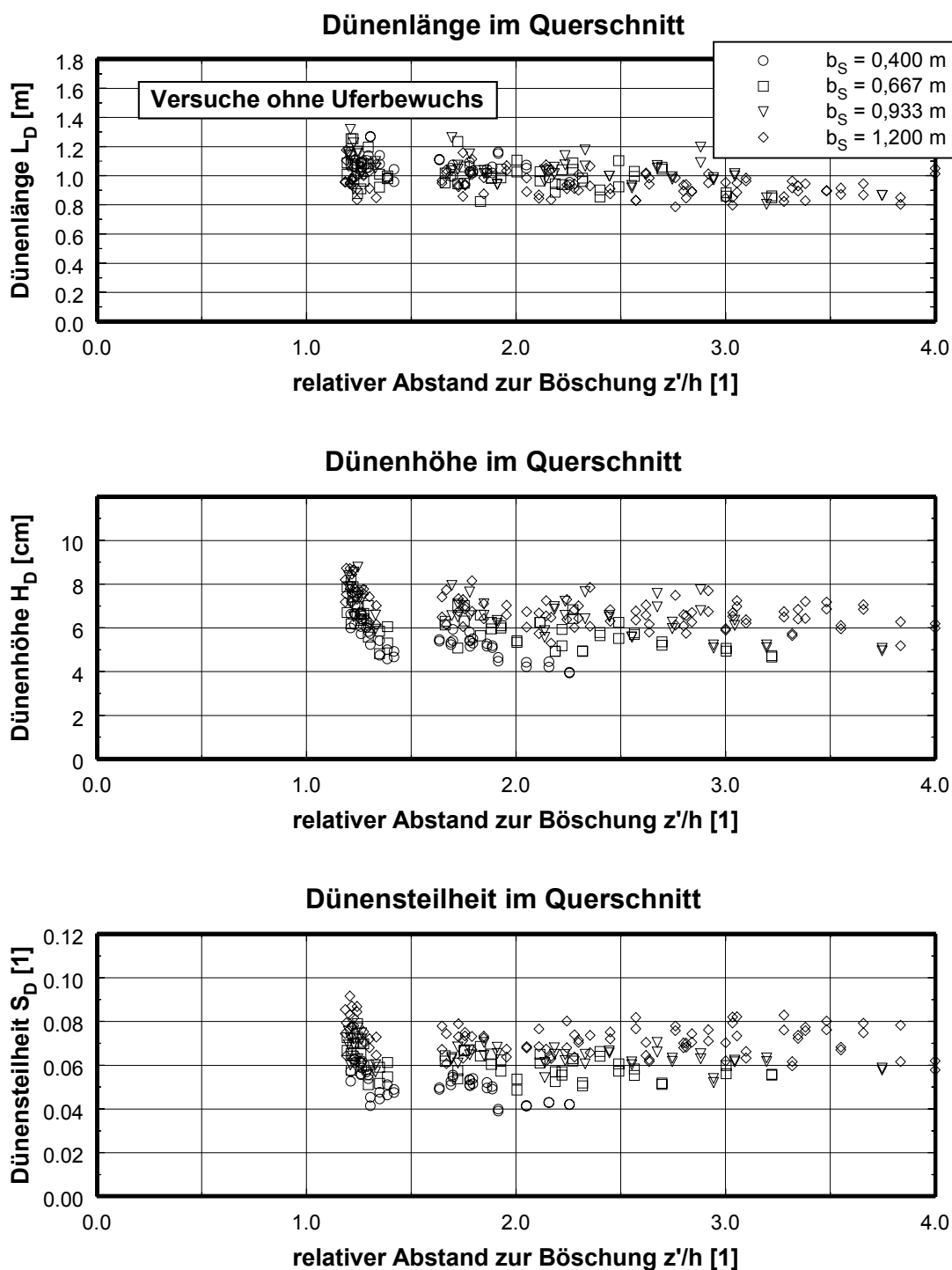


Abb. A.31: Versuche mit beweglicher Sohle ohne Bewuchs: Länge, Höhe und Steilheit der Dünen im Querschnitt

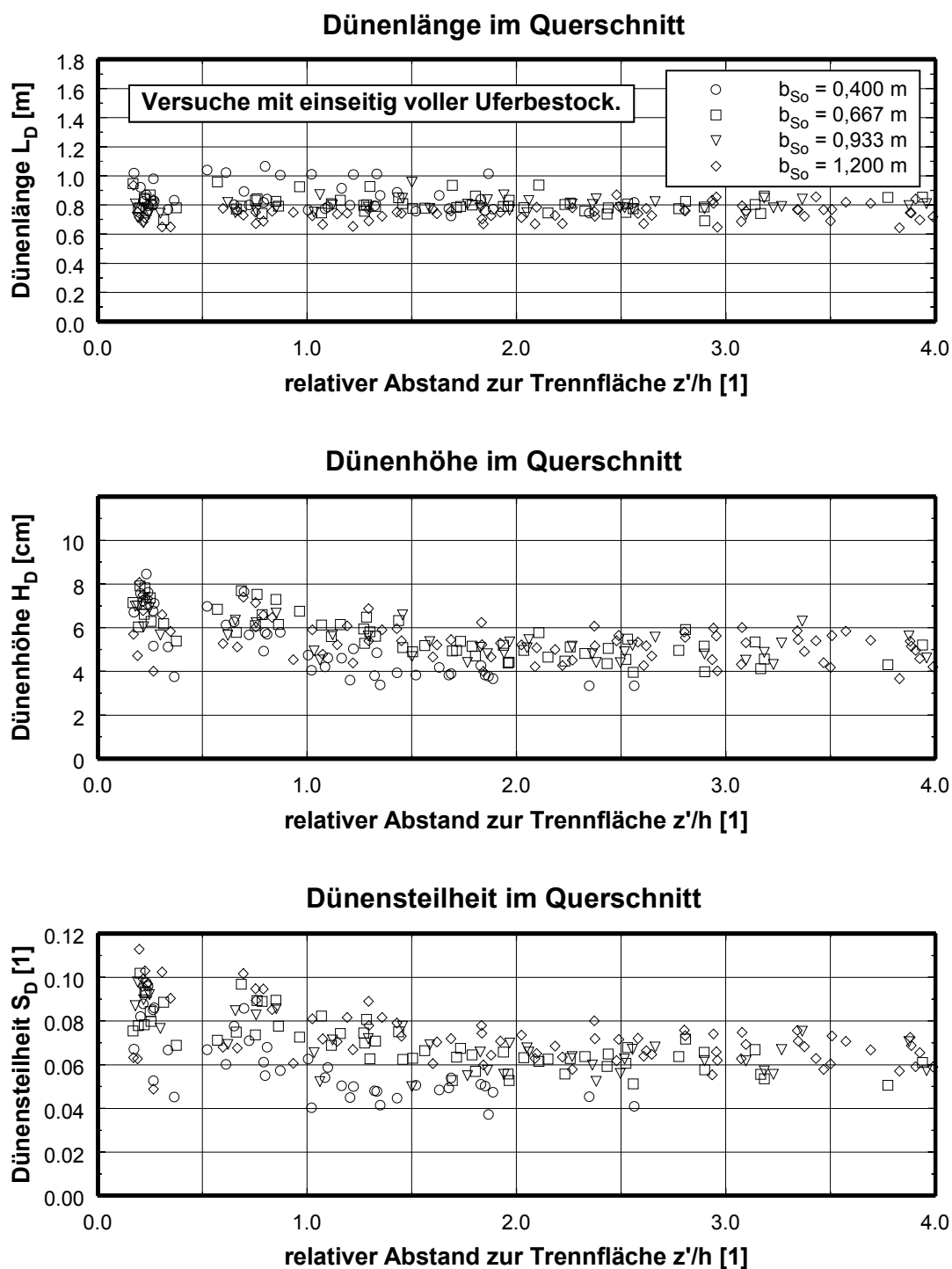


Abb. A.32: Versuche mit beweglicher Sohle mit einseitig voller Uferbestockung: Länge, Höhe und Steilheit der Dünen im Querschnitt

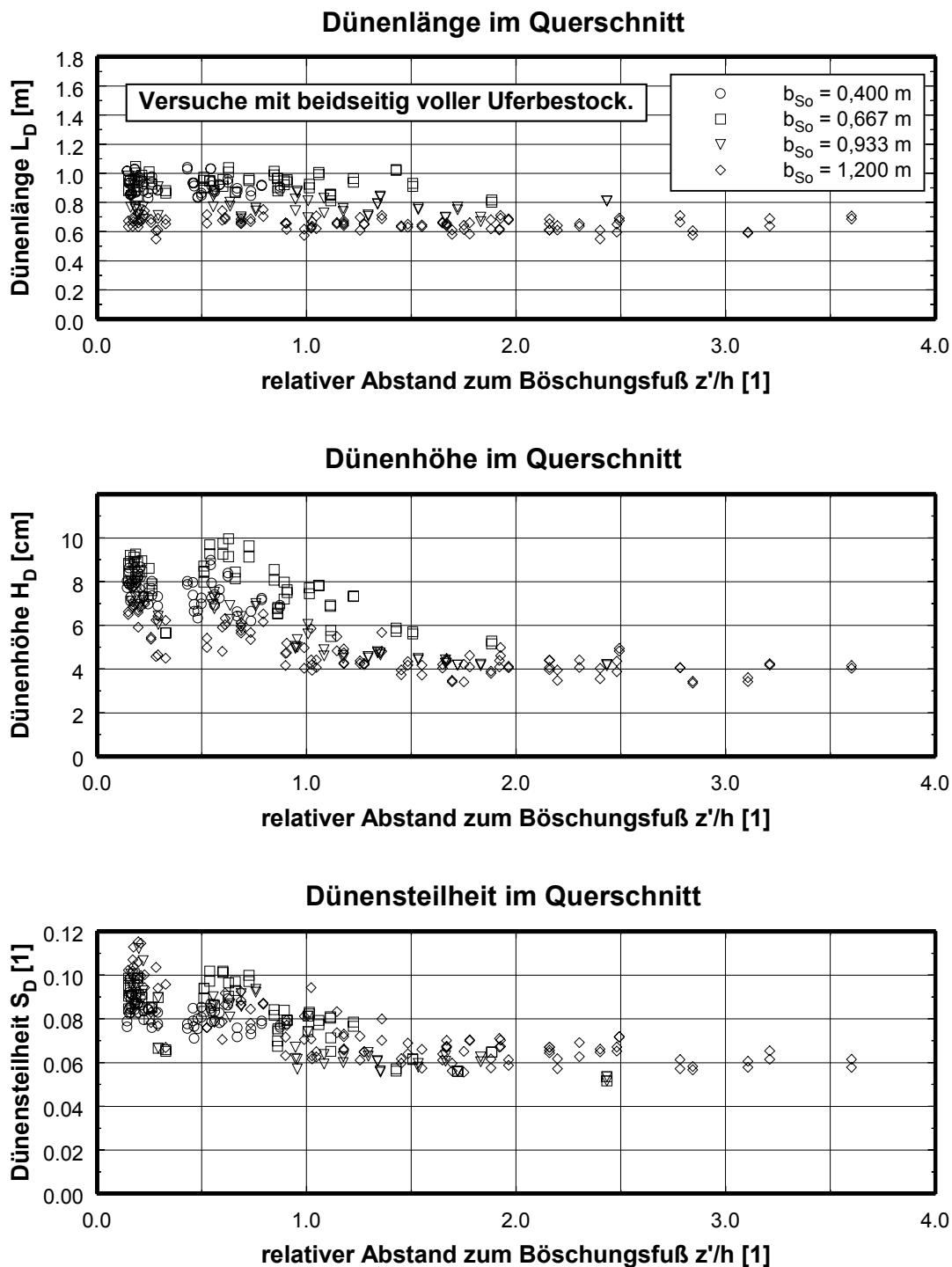


Abb. A.33: Versuche mit beweglicher Sohle mit beidseitig voller Uferbestockung: Länge, Höhe und Steilheit der Dünen im Querschnitt

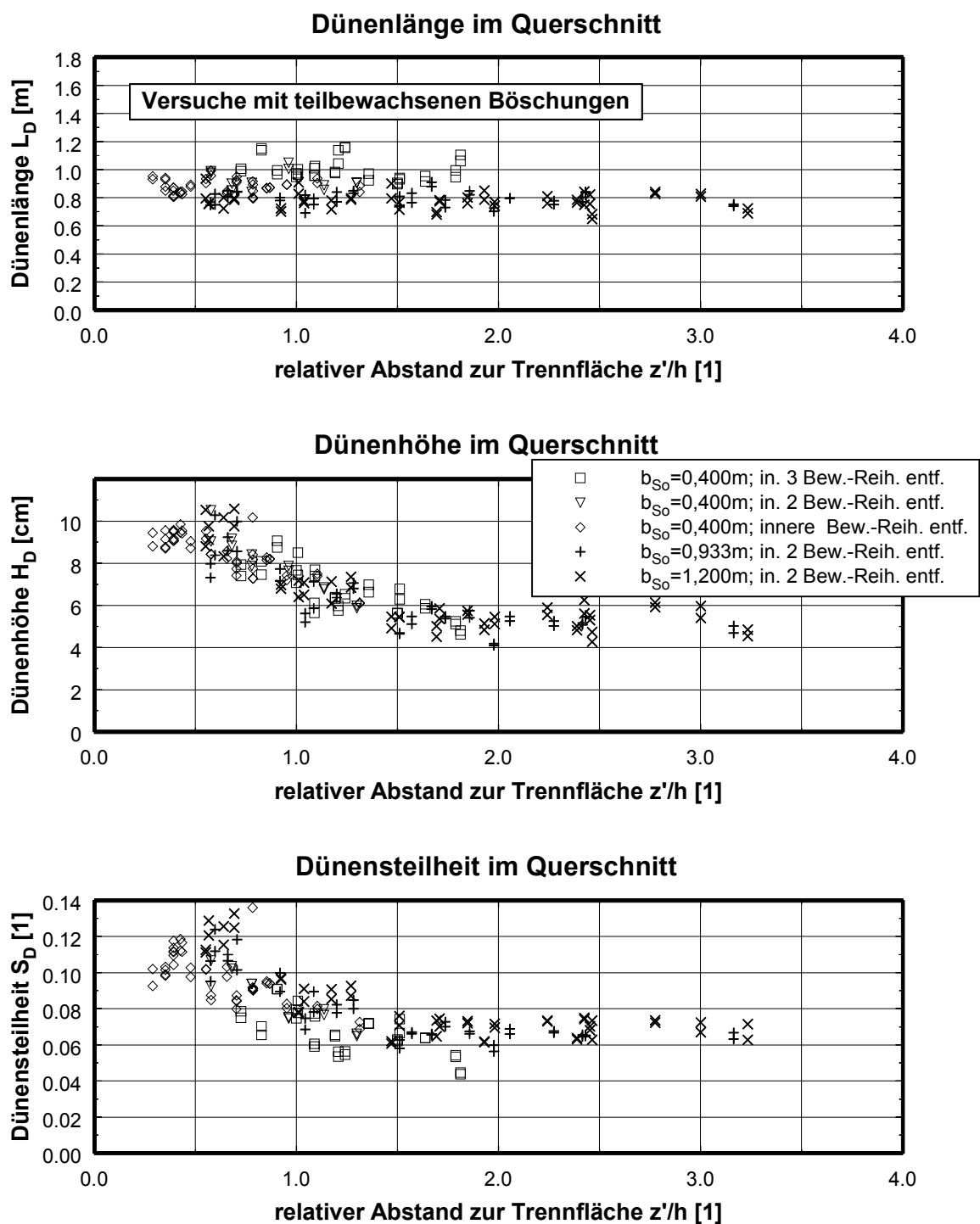


Abb. A.34: Versuche mit beweglicher Sohle mit teilbewachsenen Böschungen: Länge, Höhe und Steilheit der Dünen im Querschnitt

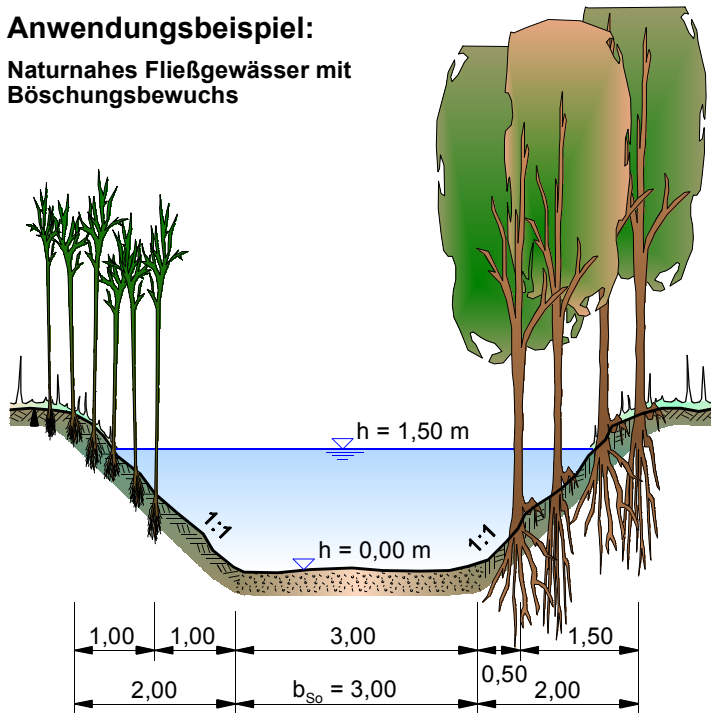
Anlage 10: Berechnungen zum Anwendungsbeispiel

Anlage 10.1 Aufgabenstellung

Vorgaben:

Anwendungsbeispiel:

Naturnahes Fließgewässer mit Böschungsbewuchs



Gefälle:

$$I = 0,75 \text{ ‰}$$

Bewuchs:

links: Weiden

$$a_x/a_z/d_p = 0,35 / 0,25 / 0,03 \text{ m}$$

rechts: Erlen

$$a_x/a_z/d_p = 0,50 / 0,50 / 0,10 \text{ m}$$

Böschung:

$$k_{B0} = 0,10 \text{ m}$$

Fluideigenschaften:

$$\rho = 1000 \text{ kg/m}^3$$

$$\nu = 1,0 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$$

Sedimenteigenschaften:

$$\rho_F = 2650 \text{ kg/m}^3$$

$$d_{50} = 1,0 \text{ mm}$$

Abb. A.35: Prinzipskizze des Gewässerquerschnitts

Zielgröße:

Gesamtabfluß Q_{ges} (beispielhaft berechnet für einen Wasserstand von $h = 1,50 \text{ m}$)

Geschiebetransport \dot{m}_F (beispielhaft berechnet für einen Wasserstand von $h = 1,50 \text{ m}$)

Anlage 10.2: Berechnungsschema zum Anwendungsbeispiel

Berechnungsschema der hydraulischen Berechnung

a) Abflußberechnung im Mittelquerschnitt

(Berechnung mit dem Einflußflächenverfahren nach EINSTEIN (1934) und HORTON (1933))

- Berechnung geometrischer Größen (Gesamt-Querschnittsfläche, benetzte Umfänge etc.)
- Iteration (1. Ebene): Schätzen der Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt $v_{m, M}$
 - Berechnung des Sohlenwiderstandes (hier: nach ENGELUND (1967), s. Anlage 1)
 - Iterative Berechnung von R_K , Gl. 2.6 $\rightarrow Fr_K^*$
 - Berechnung von Fr_{s0}^* , Anlage 1 $\rightarrow R_{s0}$
 - \rightarrow Berechnung von A_{s0}
 - Berechnung des Böschungswiderstandes
 - Iterative Berechnung von R_{B0} , Gl. 2.6
 - \rightarrow Berechnung von A_{B0}
 - Berechnung des Trennflächenwiderstandes (hier: Trennflächenverfahren von MERTENS)
 - Iteration (2. Ebene): Schätzen der Trennflächenwiderstände $\lambda_{T, li}$ und $\lambda_{T, re}$
 - Berechnung der Breite der Makroturbulenzzonen $b_{III, li}$ und $b_{III, re}$, Gl. 2.33
 - Berechnung der Trennflächenrauheit k_T , Gl. 3.9
 - Berechnung des Bewuchsparameters B nach BERTRAM (1985), Gl. 2.28
 - Berechnung des Beiwertes c , Gl. 2.29
 - Berechnung des Geometriebeiwertes c_{Geo} , Gl. 5.7
 - Berechnung der Eingangsgrößen $(b_T/h_T)_{hy}$, Gl. 3.29, und $(h_T/h)_{hy}$, Gl. 3.30
 - Berechnung der Koeffizienten a , Gl. 5.3, und b , Gl. 5.4
 - Berechnung der Übertragungsfunktion für einseit. Bewuchs f_{eB} , Gl. 5.10
 - Berechnung der Transformationsfunktion f_T , Gl. 5.8 bzw. 5.9
 - \rightarrow Ergebnis: c_{Geo}
 - Berechnung der mitwirkenden Breite $b_{m, II}$, Gl. 2.30 bzw. 2.31 und 2.32
 - \rightarrow Ergebnis: k_T
 - iterative Berechnung von R_T , Gl. 2.6
 - Berechnung von λ_T
 - \rightarrow Kontrolle von λ_T , evtl. neuer Iterationsschritt in Ebene 2
 - \rightarrow Berechnung von A_T
- \rightarrow Flächenkontrolle im Mittelquerschnitt: $A_{ges} = \sum A_i = \sum (R_i U_i)$, Gl. 2.11
 - evtl. neuer Iterationsschritt in Ebene 1
- \rightarrow Abflußberechnung im Mittelquerschnitt: $Q_M = A_{M, ges} \cdot v_{m, M}$

b) Abflußberechnung im Bewuchsquerschnitt

(hier: unter Berücksichtigung der Sohlenrauheit und der beschleunigend wirkenden Schubspannung in der Trennfläche)

- Berechnung geometrischer Größen (Querschnittsfläche, benetzte Umfänge, etc.)
- Iteration (1. Ebene): Schätzen der Fließgeschwindigkeit im Bewuchsquerschnitt $v_{m, B}$
 - Berechnung des Böschungswiderstandes
 - Iterative Berechnung von $R_{B, B\ddot{o}}$, Gl. 2.6
 - Berechnung von $A_{B, B\ddot{o}}$
 - Berechnung des Fließwiderstandes des durchströmten Bewuchses
 - Berechnung des Formwiderstandswertes c_{WR} des Pflanzenkollektivs nach LINDNER (1982), Gl. 2.15
 - Berechnung von Re_B , Gl. 2.21 → $c_{W, \infty}$
 - Berechnung von v_i/v_m , Gl. 2.19
 - iterative Berechnung von Δc_W , Gl. 2.16 bis 2.18
 - Ergebnis: c_{WR}
 - Berechnung des Fließwiderstandes der Pflanzen λ_p , Gl. 2.13
 - Berechnung von $R_{B, p}$, Gl. 2.1
 - Berechnung von $A_{B, p}$
- Flächenkontrolle im Bewuchsquerschnitt: $\sum A_{B, i} = A_{B, B\ddot{o}} + A_{B, p} = A_{B, ges}$
evtl. neuer Iterationsschritt in Ebene 1
- Berechnung des Abflusses im Bewuchsquerschnitt ohne Berücksichtigung des Trennflächenwiderstandes: $Q_B = A_{B, ges} \cdot v_{m, B}$
- Berechnung des zusätzlichen Abflusses infolge des Trennflächenwiderstandes ΔQ_{II} nach BERTRAM (1985), Gl. 2.24
 - Vorgaben aus den bisherigen Berechnungsergebnissen: $v_{m, M}$, $v_{m, B}$, λ_T , b_{III}
 - Berechnung der Trennflächengeschwindigkeit v_T nach BERTRAM (1985) aus der Geschwindigkeitsverteilungsfunktion des Strömungsbereichs III, Gl. 5.15
 - Berechnung von z_0 , Gl. 5.18
 - Berechnung von $z_T + z_0$, Gl. 5.17
 - Berechnung von $v_{0, T}^*$
 - Ergebnis: v_T
 - Berechnung von b_{II} nach BERTRAM
 - Berechnung der Fließtiefe h_I zwischen den Strömungsbereichen I und II
 - Ergebnis: ΔQ_{II}
- Berechnung des Gesamtabflusses im Bewuchsquerschnitt: $Q_{B, ges} = Q_B + \Delta Q_{II}$

c) Summierung der Teilabflüsse im Gesamtfleißquerschnitt

$$Q_{ges} = Q_M + Q_{B, ges, li} + Q_{B, ges, re}$$

Berechnungsschema der sedimentologischen Berechnung

a) Berechnung des Geschiebetransports ϕ_0^* ohne Berücksichtigung der vegetationsbedingten Makroturbulenz

- hier: Berechnung nach ENGELUND/HANSEN (1967) und MEYER-PETER/MÜLLER (1948)

Vorgaben aus der hydraulischen Berechnung:

Mittelquerschnitt: $v_{m, M}, Fr_{so}^*, R_{so}$

linke Trennfläche: $R_{T, li}, A_{T, li}, \lambda_{T, li}$

rechte Trennfläche: $R_{T, re}, A_{T, re}, \lambda_{T, re}$

- Berechnung nach ENGELUND/HANSEN (1967), s. Anlage 2
 - Prüfung der Anwendungsgrenzen
 - Berechnung von λ_{so} , Gl. 2.1
 - Berechnung der Feststofftransportzahl unter Vernachlässigung der Makroturbulenz ϕ_0^*
- Berechnung nach MEYER-PETER/MÜLLER (1948), s. Anlage 2
 - Berechnung der Gesamtrauheit der Sohle k_{St}
 - Berechnung der kornbezogenen Rauheit $k_{St, K}$
 - Ermittlung der kritischen Feststoff-Froude-Zahl Fr_{cr}^* nach SHIELDS, s. u.a. Anlage 2
 - Berechnung der Feststofftransportzahl unter Vernachlässigung der Makroturbulenz ϕ_0^*

b) Berechnung des Bewuchsbeiwertes σ_B

- Berechnung der hydraulisch wirksamen Eingangsgrößen
 - Berechnung der hydraulisch wirksamen, mittleren Trennflächenhöhe $h_{T, hy}$, Gl. 3.34
 - Berechnung des relativen Trennflächenabstandes $(b_T/h_T)_{hy}$, Gl. 3.35
 - Berechnung der relativen Trennflächenhöhe $(h_T/h)_{hy}$, Gl. 3.36
 - Berechnung des Verhältnisses der Trennflächenwiderstände $\frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}}$
 - Berechnung des hydraulisch wirksamen Bewuchsparameters B_{hy} , Gl. 5.51
- Bewuchsbeiwert $\sigma_{B, 0}$ für beidseitig symmetrischen Standard-Bewuchs ($B = 80$)
 - Berechnung der Koeffizienten a bis c = $f((h_T/h)_{hy})$ des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B, 0}$
 - Koeffizient a, Gl. 5.28
 - Koeffizient b, Gl. 5.29
 - Koeffizient c, Gl. 5.30
 - Berücksichtigung des Grenzwerts für $\sigma_{B, 0, min}$, Gl. 5.31
 - Berechnung des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B, 0}$ für beidseitig symmetrischen Standard-Bewuchs ($f_T = 1$), Gl. 5.48
- Übertragung des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B, 0}$ auf beliebige Bewuchsanordnungen mit Standard-Bewuchs ($B = 80$)
 - Berechnung der Übertragungsfunktion $f_{eB} = f((b_T/h_T)_{hy})$ für einseitigen Bewuchs, Gl. 5.54

- Berechnung der Transformationsfunktion $f_T = f\left(\frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}}\right)$ für beliebige Bewuchsanordnungen, Gl. 5.49
 - Berechnung des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B, 0}$ für beliebige Anordnung des Standard-Bewuchses, Gl. 5.48
 - Bewuchsbeiwert $\sigma_{B, B}$ zur Übertragung auf beliebige Bewuchsdichten
 - Berechnung des Bewuchsbeiwertes $\sigma_{B, B}$, Gl. 5.55
 - Bewuchsbeiwert σ_B zur Berücksichtigung der vegetationsbedingten Makroturbulenz
 - Berechnung des Bewuchsbeiwertes σ_B , Gl. 3.26
- c) Berechnung des Geschiebetransports ϕ^* unter Berücksichtigung der vegetationsbedingten Makroturbulenz**
- Berechnung der Feststofftransportzahl unter Berücksichtigung der Makroturbulenz ϕ^* , Gl. 3.22
 - Berechnung des Geschiebetransports m_F

Anlage 10.3: Hydraulische Berechnungen

a) Abflußberechnung im Mittelquerschnitt (für $h = 1,50$ m)

Die Abflußberechnung im Mittelquerschnitt erfolgt mit dem Einflußflächenverfahren nach EINSTEIN (1934) und HORTON (1933). Die Berechnung wird hier beispielhaft für eine Wassertiefe von $h = 1,50$ m durchgeführt. Die iterativen Berechnungen werden anhand der abschließenden Iterationsschleife mit dem richtigen Ergebnis gezeigt.

– Berechnung geometrischer Größen:

Geometrische Größen	benetzter Umfang U_i [m]	Querschnittsfläche A_i [m ²]
Bewuchszone links (B, li):	0,707	0,1250
Bewuchszone rechts (B, re):	1,414	0,5000
Sohle, Korn (K):	3,000	zu berechnen
Sohle, gesamt (So):	3,000	zu berechnen
Böschung links (Bö, li):	1,414	zu berechnen
Böschung rechts (Bö, re):	0,707	zu berechnen
Trennfläche links (T, li):	0,500	zu berechnen
Trennfläche rechts (T, re):	1,000	zu berechnen
Mittelquerschnitt (M):	-	6,1255

– Iteration (1. Ebene): Schätzen der Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt $v_{m,M}$:

Schätzung (z.B. aus vorhergehenden Iterationsschleifen): $v_{m,M} = 0,770$ m/s

– Einflußfläche Kornwiderstand A_K :

$$\frac{v_{m,M}}{\sqrt{8 \cdot g \cdot R_K \cdot I}} = 2,0 \lg \left(14,84 \frac{R_K}{k_K} \right) \quad (2.6)$$

mit: $k_K = 2,5 d_{50} = 2,5 \cdot 0,0010 = 0,0025$ m

$$\frac{0,770}{\sqrt{8 \cdot 9,81 \cdot R_K \cdot 0,00075}} = 2,0 \lg \left(14,84 \frac{R_K}{0,0025} \right)$$

→ iterative Lösung: $R_K = 0,250$ m

→ $A_K = R_K U_K = 0,250 \cdot 3,000 = 0,7515$ m²

$$Fr_K^* = \frac{R_K I}{\rho' d_{50}} = \frac{0,250 \cdot 0,00075}{1,65 \cdot 0,0010} = 0,1139 \quad (2.48)$$

– **Einflußfläche Sohlenwiderstand A_K :**

Der Fließwiderstand der Gewässersohle wird nach ENGELUND (1967, s. Anlage 1) berechnet. ENGELUND erfaßt den Gesamtwiderstand der Sohle in Abhängigkeit des kornbezogenen Fließwiderstandes. Aus diesem Grund wurde oben die separate Berechnung der kornbezogenen Schubspannungen durchgeführt.

$$Fr_{so}^* = \left(\frac{1}{0,3} \right)^{2/3} (Fr_K^* - 0,06)^{2/3} = \left(\frac{1}{0,3} \right)^{2/3} (0,1139 - 0,06)^{2/3} = 0,3183$$

$$R_{so} = \frac{Fr_{so}^* \rho' d_{50}}{I} = \frac{0,3183 \cdot 1,65 \cdot 0,0010}{0,00075} = 0,700 \text{ m} \quad (2.47)$$

– **Einflußfläche Böschungswiderstand $A_{Bö}$:**

Hinweis: Da die Rauheit $k_{Bö}$ der linken und rechten Böschung identisch sind, ergeben sich gleiche hydraulische Radien $R_{Bö, i}$.

$$\frac{V_{m,M}}{\sqrt{8 g R_{Bö} I}} = 2,0 \lg \left(14,84 \frac{R_{Bö}}{k_{Bö}} \right) \quad (2.6)$$

$$\frac{0,770}{\sqrt{8 \cdot 9,81 \cdot R_{Bö} \cdot 0,00075}} = 2,0 \lg \left(14,84 \frac{R_{Bö}}{0,10} \right)$$

→ iterative Lösung: $R_{bö} = 0,643 \text{ m}$

Einflußfläche der linken Böschung $A_{Bö, li}$:

$$\rightarrow A_{Bö, li} = R_{Bö} U_{Bö, li} = 0,643 \cdot 1,414 = 0,9096 \text{ m}^2$$

Einflußfläche der rechten Böschung $A_{Bö, re}$:

$$\rightarrow A_{Bö, re} = R_{Bö} U_{Bö, re} = 0,643 \cdot 0,707 = 0,4548 \text{ m}^2$$

– **Einflußfläche Trennflächenwiderstand A_T :**

Die Berechnung des Trennflächenwiderstandes erfolgt mit dem Trennflächenverfahren von MERTENS, s. DVWK 220/1991.

Gleichungen zur Berechnung des Trennflächenwiderstandes:

$$b_{III, li} / \lambda_{T, li} = b_{III, re} / \lambda_{T, re} \quad (2.33)$$

$$\frac{v_{m,M}}{\sqrt{8 g R_T I}} = 2,0 \lg \left(14,84 \frac{R_T}{k_T} \right) \quad (2.6)$$

$$\text{mit: } k_T = 1,5 d_p + c c_{\text{Geo}} b_{m,II} \quad (3.9)$$

$$\text{für } B < 6000$$

$$c = 1,2 - 0,3 \cdot 10^{-3} B + 0,06 (10^{-3} B)^{1,5} \quad (2.29)$$

$$B = \left(\frac{a_x}{d_p} - 1 \right)^2 \left(\frac{a_z}{d_p} \right) \quad (2.28)$$

$$\text{mit: } a_z/d_p = 10 \quad \text{für } a_z > 10 d_p$$

$$c_{\text{Geo}} = f_T a (b_T/h_T)_{hy}^b \quad (5.7)$$

$$a = (0,0074 + 0,85 (h_T/h)_{hy}^3)^{-1} \quad (5.3)$$

$$b = (0,76 - 2,93 (h_T/h)_{hy} - 0,27 / (h_T/h)_{hy})^{-1} \quad (5.4)$$

- für die Trennfläche mit dem größeren Widerstand ($\lambda_T h_T$):

$$f_{T,gr} = 1 + f_{eB} \left(1 - \frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} \right) \quad (5.8)$$

- für die Trennfläche mit dem kleineren Widerstand ($\lambda_T h_T$):

$$f_{T,kl} = 1 - f_{eB} \left(1 - \frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} \right) \quad (5.9)$$

$$\text{mit } f_{T,kl} \geq 0$$

$$f_{eB} = 1,5 e^{-0,20 (b_T/h_T)_{hy}} \quad (5.10)$$

$$b_{m,II} = A_B/h_T \quad (2.30)$$

Eingangsgrößen zur Trennflächenberechnung:

Iteration (2. Ebene): Schätzen der Trennflächenwiderstände $\lambda_{T,li}$ und $\lambda_{T,re}$

$$\lambda_{T,li} = 0,1413$$

$$\lambda_{T,re} = 0,1932$$

$$b_T = 4,50 \text{ m}$$

$$b_{III,li} = \frac{b_T}{(\lambda_{T,re}/\lambda_{T,li} + 1)} = \frac{4,50}{(0,1932/0,1413 + 1)} = 1,901 \text{ m} \quad (2.33)$$

$$b_{III,re} = b_T - b_{III,li} = 4,50 - 1,901 = 2,599 \text{ m}$$

$$(\lambda_T h_T)_{li} = 0,1413 \cdot 0,500 = 0,0707 \text{ m}$$

$$(\lambda_T h_T)_{re} = 0,1932 \cdot 1,000 = 0,1932 \text{ m}$$

→ Die linke Trennfläche weist den kleineren Widerstand $(\lambda_T h_T)$ auf.

Einflußfläche der linken Trennfläche:

$$B = \left(\frac{0,35}{0,03} - 1 \right)^2 \left(\frac{0,25}{0,03} \right) = 948 \quad (2.28)$$

$$\rightarrow c = 1,2 - 0,3 \cdot 10^{-3} \cdot 948 + 0,06 (10^{-3} \cdot 948)^{1,5} = 0,971 \quad (2.29)$$

$$\left(\frac{b_T}{h_T} \right)_{hy,li} = \frac{b_{III,li}}{h_{T,li}} = \frac{1,901}{0,500} = 3,802 \quad (3.29)$$

$$\left(\frac{h_T}{h} \right)_{hy,li} = \frac{h_{T,li}}{h} = \frac{0,500}{1,500} = 0,333 \quad (3.30)$$

$$f_{eB} = 1,5 e^{-0,20 \cdot 3,802} = 0,701 \quad (5.10)$$

$$f_{T,kl} = 1 - 0,701 \left(1 - \frac{0,0707}{0,1932} \right) = 0,555 \quad (5.9)$$

$$a = (0,0074 + 0,85 \cdot 0,333^3)^{-1} = 25,72 \quad (5.3)$$

$$b = (0,76 - 2,93 \cdot 0,333 - 0,27/0,333)^{-1} = -0,974 \quad (5.4)$$

$$\rightarrow c_{Geo} = 0,555 \cdot 25,72 \cdot 3,802^{-0,974} = 3,889 \quad (5.7)$$

$$\rightarrow b_{m,II} = 0,1250/0,500 = 0,250 \text{ m} \quad (2.30)$$

$$\rightarrow k_T = 1,5 \cdot 0,03 + 0,971 \cdot 3,889 \cdot 0,250 = 0,989 \text{ m} \quad (3.9)$$

$$\frac{0,770}{\sqrt{8 \cdot 9,81 \cdot R_{T,li} \cdot 0,00075}} = 2,0 \lg \left(14,84 \frac{R_{T,li}}{0,989} \right) \quad (2.6)$$

$$\rightarrow \text{iterative Lösung: } R_{T,li} = 1,425 \text{ m}$$

$$\rightarrow A_{T,li} = R_{T,li} U_{T,li} = 1,425 \cdot 0,500 = 0,7125 \text{ m}^2$$

→ Kontrolle des geschätzten Trennflächenwiderstandsbeiwertes $\lambda_{T,li}$:

$$\lambda_{T,li} = \left(2,0 \lg \left(14,84 \frac{R_{T,li}}{k_{T,li}} \right) \right)^{-2} = \left(2,0 \lg \left(14,84 \frac{1,425}{0,989} \right) \right)^{-2} = 0,1413 \checkmark \quad (2.6)$$

Einflußfläche der rechten Trennfläche:

$$B = \left(\frac{0,50}{0,10} - 1 \right)^2 \left(\frac{0,50}{0,10} \right) = 80 \quad (2.28)$$

$$\rightarrow c = 1,2 - 0,3 \cdot 10^{-3} \cdot 80 + 0,06(10^{-3} \cdot 80)^{1,5} = 1,177 \quad (2.29)$$

$$\left(\frac{b_T}{h_T} \right)_{hy, re} = \frac{b_{III, re}}{h_{T, re}} = \frac{2,599}{1,000} = 2,599 \quad (3.29)$$

$$\left(\frac{h_T}{h} \right)_{hy, re} = \frac{h_{T, re}}{h} = \frac{1,000}{1,500} = 0,667 \quad (3.30)$$

$$f_{eB} = 1,5 e^{-0,20 \cdot 2,599} = 0,892 \quad (5.10)$$

$$f_{T, gr} = 1 + 0,892 \left(1 - \frac{0,0707}{0,1932} \right) = 1,566 \quad (5.9)$$

$$a = (0,0074 + 0,85 \cdot 0,667^3)^{-1} = 3,857 \quad (5.3)$$

$$b = (0,76 - 2,93 \cdot 0,667 - 0,27/0,667)^{-1} = -0,626 \quad (5.4)$$

$$\rightarrow c_{Geo} = 1,566 \cdot 3,857 \cdot 2,599^{-0,626} = 3,323 \quad (5.7)$$

$$\rightarrow b_{m, II} = 0,500/1,000 = 0,500 \text{ m} \quad (2.30)$$

$$\rightarrow k_T = 1,5 \cdot 0,10 + 1,177 \cdot 3,323 \cdot 0,500 = 2,106 \text{ m} \quad (3.9)$$

$$\frac{0,770}{\sqrt{8 \cdot 9,81 \cdot R_{T, re} \cdot 0,00075}} = 2,0 \lg \left(14,84 \frac{R_{T, re}}{2,106} \right) \quad (2.6)$$

$$\rightarrow \text{iterative Lösung: } R_{T, re} = 1,848 \text{ m}$$

$$\rightarrow A_{T, re} = R_{T, re} U_{T, re} = 1,848 \cdot 1,000 = 1,9480 \text{ m}^2$$

$$\rightarrow \text{Kontrolle des geschätzten Trennflächenwiderstandsbeiwertes } \lambda_{T, re}:$$

$$\lambda_{T, re} = \left(2,0 \lg \left(14,84 \frac{R_{T, re}}{k_{T, re}} \right) \right)^{-2} = \left(2,0 \lg \left(14,84 \frac{1,948}{2,106} \right) \right)^{-2} = 0,1932 \checkmark \quad (2.6)$$

→ Beide Trennflächenwiderstandsbeiwerte $\lambda_{T, i}$ wurden richtig geschätzt.

→ Die Iteration (2. Ebene) ist abgeschlossen.

– Flächenkontrolle als Kriterium der Gesamtiteration (1. Ebene):

$$\text{Flächenkontrolle im Mittelquerschnitt: } A_{ges} = \sum A_i = \sum (R_i U_i) \quad (2.11)$$

Teilfläche Sohle:	$A_{so} = 2,1005 \text{ m}^2$
Teilfläche linke Böschung:	$A_{bö, li} = 0,9096 \text{ m}^2$
Teilfläche rechte Böschung:	$A_{bö, re} = 0,4548 \text{ m}^2$
Teilfläche linke Trennfläche:	$A_{T, li} = 0,7125 \text{ m}^2$
Teilfläche rechte Trennfläche:	$A_{T, re} = 1,9480 \text{ m}^2$
Summe der Teilflächen:	$\sum A_i = 6,1254 \text{ m}^2$
Gesamtfläche im Mittelquerschnitt	$A_M = 6,1255 \text{ m}^2 \checkmark$

- Die Gesamtiteration (1. Ebene) ist abgeschlossen; die Fließgeschwindigkeit im Mittelquerschnitt $v_{m,M} = 0,770$ m/s wurde richtig angenommen.
- Abflußberechnung im Mittelquerschnitt:

$$Q_M = A_M \cdot v_{m,M} = 6,1255 \cdot 0,770 = 4,719 \text{ m}^3/\text{s}$$

b) Abflußberechnung im Bewuchsquerschnitt (für $h = 1,50$ m)

Die Abflußberechnung im Bewuchsquerschnitt erfolgt mit dem Einflußflächenverfahren von EINSTEIN (1934) und HORTON (1933). Die Fließwiderstände aus der bewachsenen Böschung und dem durchströmten Bewuchs werden nach EINSTEIN/BANKS (1950) überlagert. Der Formwiderstandsbeiwert des Pflanzenkollektivs wird nach LINDNER (1982) erfaßt. Die beschleunigend wirkenden Schubspannungen in der Trennfläche werden berücksichtigt.

b1) Gleichungen zur Berechnung der mittleren Geschwindigkeit ohne Berücksichtigung des zusätzlichen Abflusses infolge der Trennflächenschubspannung:

- Widerstand der Böschung im Bewuchsquerschnitt:

$$\frac{v_{m,B}}{\sqrt{8 g R_{B,Bö} I}} = 2,0 \lg \left(14,84 \frac{R_{B,Bö}}{k_{B,Bö}} \right) \quad (2.6)$$

- Widerstand der durchströmten Pflanzen:

$$\lambda_p = \frac{8 g R_B I}{v_{m,B}^3} = \frac{4 A_p \cos \alpha}{a_x a_z} c_{WR} \quad (2.14)$$

$$\text{mit: } A_p = h_m d_p = h_T/2 d_p$$

$$c_{WR} = c_{W,\infty} \left(1 + 1,9 \frac{d_p}{a_z} c_{W,\infty} \right) \left(\frac{v_i}{v_m} \right)^2 + \Delta c_w \quad (2.15)$$

$$\begin{aligned} c_{W,\infty} &= 3,07 \text{ Re}^{-0,168} && \text{für } \text{Re} < 800 \\ c_{W,\infty} &= 1,0 && \text{für } 800 \leq \text{Re} < 8000 \\ c_{W,\infty} &= 1,2 && \text{für } 8000 \leq \text{Re} < 10^5 \end{aligned}$$

$$\text{mit: } \text{Re} = \frac{v_{m,B} d_p}{\nu} \quad (2.21)$$

$$\Delta c_w = \frac{2}{\text{Fr}^2} (1 - y^*) \quad (2.16)$$

$$Fr^2 = \frac{y^*(y^{*2} - 1)}{2 \left(y^* - \frac{a_z}{a_z - d_p} \right)} \quad (2.17)$$

$$y^* = \frac{y_u}{y_o} \quad (2.18)$$

$$\frac{v_i}{v_m} = 0,45 \left(\frac{a_x}{d_p} \right)^{0,23} \quad (2.19)$$

– **Iteration (1. Ebene): Schätzen der Fließgesch. im linken Bewuchsquerschnitt $v_{m, B, li}$:**

Schätzung (z.B. aus vorhergehenden Iterationsschleifen): $v_{m, B, li} = 0,149$ m/s

– **Einflußfläche Böschungswiderstand im linken Bewuchsquerschnitt $A_{B, B\ddot{o}, li}$:**

$$\frac{v_{m, B, li}}{\sqrt{8 \cdot g \cdot R_{B, B\ddot{o}, li} \cdot I}} = 2,0 \lg \left(14,84 \frac{R_{B, B\ddot{o}, li}}{k_{B, B\ddot{o}, li}} \right) \quad (2.6)$$

$$\frac{0,149}{\sqrt{8 \cdot 9,81 \cdot R_{B, B\ddot{o}, li} \cdot 0,00075}} = 2,0 \lg \left(14,84 \frac{R_{B, B\ddot{o}, li}}{0,10} \right)$$

→ iterative Lösung: $R_{B, B\ddot{o}, li} = 0,081$ m

→ $A_{B, B\ddot{o}, li} = R_{B, B\ddot{o}, li} \cdot U_{B, B\ddot{o}, li} = 0,081 \cdot 0,707 = 0,0573 \text{ m}^2$

– **Einflußfläche Pflanzenwiderstand (links) $A_{B, P, li}$:**

$$Re = \frac{v_{m, B, li} \cdot d_p}{\nu} = \frac{0,149 \cdot 0,03}{1,0 \cdot 10^{-6}} = 4429 \quad (2.21)$$

$$800 \leq Re = 4429 < 8000$$

$$\rightarrow c_{W, \infty} = 1,0$$

$$\frac{v_i}{v_m} = 0,45 \left(\frac{a_x}{d_p} \right)^{0,23} = 0,45 \left(\frac{0,35}{0,03} \right)^{0,23} = 0,792 \quad (2.19)$$

Iterative Berechnung: Annahme: $y^* = 0,99875$

$$\rightarrow Fr^2 = \frac{y^*(y^{*2} - 1)}{2 \left(y^* - \frac{a_z}{a_z - d_p} \right)} = \frac{0,99875 (0,99875^2 - 1)}{2 \left(0,99875 - \frac{0,25}{0,25 - 0,03} \right)} = 0,00907 \quad (2.17)$$

$$\rightarrow \Delta c_w = \frac{2}{Fr^2} (1 - y^*) = \frac{2}{0,00907} (1 - 0,99875) = 0,276 \quad (2.16)$$

$$\rightarrow c_{WR} = 1,0 \left(1 + 1,9 \frac{0,03}{0,25} 1,0 \right) 0,792^2 + 0,276 = 1,046 \quad (2.15)$$

$$A_p = \frac{h_T}{2} d_p = \frac{0,500}{2} 0,03 = 0,0075 \text{ m}^2$$

$$\lambda_{P, li} = \frac{4 A_p \cos \alpha}{a_x a_z} c_{WR} = \frac{4 \cdot 0,0075 \cdot \cos 45^\circ}{0,35 \cdot 0,25} 1,046 = 0,253 \quad (2.14)$$

$$\rightarrow R_{B, P, li} = \frac{\lambda_{P, li} v_{m, B, li}^2}{8 g I} = \frac{0,253 \cdot 0,149^2}{8 \cdot 9,81 \cdot 0,00075} = 0,096 \text{ m} \quad (2.14)$$

$$\rightarrow A_{B, P, li} = R_{B, P, li} U_{B, P, li} = 0,096 \cdot 0,707 = 0,0677 \text{ m}^2$$

– **Flächenkontrolle als Kriterium der Gesamtitration (1. Ebene):**

$$\text{Flächenkontrolle im linken Bewuchsquerschnitt: } A_{B, li} = \sum A_i = \sum (R_i U_i) \quad (2.11)$$

$$\text{Teilfläche linke Böschung: } A_{B, Bö, li} = 0,0573 \text{ m}^2$$

$$\text{Teilfläche Pflanzenwiderstand, links: } A_{B, P, li} = 0,0677 \text{ m}^2$$

$$\text{Summe der Teilflächen, links: } \sum A_i = 0,1250 \text{ m}^2$$

$$\text{Gesamtfläche im linken Bewuchsquerschnitt } A_{B, li} = 0,1250 \text{ m}^2 \checkmark$$

→ Die Gesamtitration (1. Ebene) ist abgeschlossen; die Fließgeschwindigkeit im linken Bewuchsquerschnitt $v_{m, B, li} = 0,149 \text{ m/s}$ wurde richtig angenommen

→ Abflußberechnung im linken Bewuchsquerschnitt (ohne Berücksichtigung des zusätzlichen Abflusses infolge der Schubspannungen in der Trennfläche):

$$Q_{B, li} = A_{B, li} \cdot v_{m, B, li} = 0,1250 \cdot 0,149 = 0,019 \text{ m}^3/\text{s}$$

– **Iteration (1. Ebene): Schätzen der Fließgesch. im rechten Bewuchsquerschnitt $v_{m, B, re}$:**

Schätzung (z.B. aus vorhergehenden Iterationsschleifen): $v_{m, B, re} = 0,151 \text{ m/s}$

– **Einflußfläche Böschungswiderstand im rechten Bewuchsquerschnitt $A_{B, Bö, re}$:**

$$\frac{v_{m, B, re}}{\sqrt{8 g R_{B, Bö, re} I}} = 2,0 \lg \left(14,84 \frac{R_{B, Bö, re}}{k_{B, Bö, re}} \right) \quad (2.6)$$

$$\frac{0,151}{\sqrt{8 \cdot 9,81 \cdot R_{B, B\ddot{o}, re} \cdot 0,00075}} = 2,0 \lg \left(14,84 \frac{R_{B, B\ddot{o}, re}}{0,10} \right)$$

$$\rightarrow \text{iterative Lösung: } R_{B, B\ddot{o}, re} = 0,082 \text{ m}$$

$$\rightarrow A_{B, B\ddot{o}, re} = R_{B, B\ddot{o}, re} U_{B, B\ddot{o}, re} = 0,082 \cdot 1,414 = 0,1159 \text{ m}^2$$

– **Einflußfläche Pflanzenwiderstand (rechts) $A_{B, P, re}$:**

$$Re = \frac{v_{m, B, re} d_p}{\nu} = \frac{0,151 \cdot 0,10}{1,0 \cdot 10^{-6}} = 14914 \quad (2.21)$$

$$Re = 14914 > 8000$$

$$\rightarrow c_{W, \infty} = 1,2$$

$$\frac{v_i}{v_m} = 0,45 \left(\frac{a_x}{d_p} \right)^{0,23} = 0,45 \left(\frac{0,50}{0,10} \right)^{0,23} = 0,652 \quad (2.19)$$

Iterative Berechnung: Annahme: $y^* = 0,99884$

$$\rightarrow Fr^2 = \frac{y^* (y^{*2} - 1)}{2 \left(y^* - \frac{a_z}{a_z - d_p} \right)} = \frac{0,99884 (0,99884^2 - 1)}{2 \left(0,99884 - \frac{0,50}{0,50 - 0,10} \right)} = 0,00461 \quad (2.17)$$

$$\rightarrow \Delta c_W = \frac{2}{Fr^2} (1 - y^*) = \frac{2}{0,00461} (1 - 0,99884) = 0,503 \quad (2.16)$$

$$\rightarrow c_{WR} = 1,2 \left(1 + 1,9 \frac{0,10}{0,50} 1,2 \right) 0,652^2 + 0,503 = 1,046 \quad (2.15)$$

$$A_P = \frac{h_T}{2} d_p = \frac{1,000}{2} 0,10 = 0,0500 \text{ m}^2$$

$$\lambda_{P, re} = \frac{4 A_P \cos \alpha}{a_x a_z} c_{WR} = \frac{4 \cdot 0,0500 \cdot \cos 45^\circ}{0,50 \cdot 0,50} 1,245 = 0,704 \quad (2.14)$$

$$\rightarrow R_{B, P, re} = \frac{\lambda_{P, re} v_{m, B, re}^2}{8 g I} = \frac{0,704 \cdot 0,151^2}{8 \cdot 9,81 \cdot 0,00075} = 0,272 \text{ m} \quad (2.14)$$

$$\rightarrow A_{B, P, re} = R_{B, P, re} U_{B, P, re} = 0,272 \cdot 1,414 = 0,3841 \text{ m}^2$$

– **Flächenkontrolle als Kriterium der Gesamtitration (1. Ebene):**

$$\text{Flächenkontrolle im linken Bewuchsquerschnitt: } A_{B, re} = \sum A_i = \sum (R_i U_i) \quad (2.11)$$

Teilfläche rechte Böschung:	$A_{B, B\ddot{o}, re} = 0,1159 \text{ m}^2$
Teilfläche Pflanzenwiderstand, rechts:	$A_{B, P, re} = 0,3841 \text{ m}^2$
Summe der Teilflächen, rechts:	$\sum A_i = 0,5000 \text{ m}^2$
Gesamtfläche im rechten Bewuchsquerschnitt	$A_{B, re} = 0,5000 \text{ m}^2 \checkmark$

- Die Gesamtitration (1. Ebene) ist abgeschlossen; die Fließgeschwindigkeit im rechten Bewuchsquerschnitt $v_{m, B, re} = 0,151 \text{ m/s}$ wurde richtig angenommen
- Abflußberechnung im rechten Bewuchsquerschnitt (ohne Berücksichtigung des zusätzlichen Abflusses infolge der Schubspannungen in der Trennfläche):

$$Q_{B, re} = A_{B, re} \cdot v_{m, B, re} = 0,5000 \cdot 0,151 = 0,076 \text{ m}^3/\text{s}$$

b2) Gleichungen zur Berechnung des zusätzlichen Abflusses im Strömungsbereich II infolge der Trennflächenschubspannung:

- zusätzlicher Abfluß im Strömungsbereich II, s. Abb. 2.4:

$$\Delta Q_{II} = \frac{n}{4} (v_T - v_I) (h_T - h_I) \left(h_T + \frac{1}{3} h_I \right) \quad (2.24)$$

1:n [1] Böschungsneigung

v_T [m/s] Fließgeschwindigkeit in der Trennfläche (berechnet aus der Geschwindigkeitsverteilungsfunktion nach BERTRAM (1985))

v_B [m/s] Fließgeschwindigkeit in der Bewuchszone unter Vernachlässigung der Trennflächenschubspannung (aus vorhergehender Berechnung)

h_T [m] Höhe der Trennfläche

h_I [m] Wassertiefe zwischen den Strömungsbereichen I und II (s. Abb. 2.4) im Abstand b_{II} von der Trennfläche

- Geschwindigkeitsverteilungsfunktion im Mittelquerschnitt nach BERTRAM (1985):

$$v_{x, III}(z) = v_T(z=0) = \frac{v_{0,T}^*}{\kappa} \left(1 + \frac{z_T + z_0}{b_{III}} \right) \ln \left(\frac{z + z_T + z_0}{z_0} \right) \quad (5.15)$$

$$v_{0,T}^* = \frac{v_{m,B} \sqrt{\lambda_T}}{\sqrt{8}} \quad (2.1)$$

Die beiden Parameter der Geschwindigkeitsverteilungsfunktion z_T und z_0 werden aus den Versuchsergebnissen von BERTRAM (1985) berechnet. Es handelt sich dabei nicht um allgemeingültige Beziehungen:

	Bewuchsparameter B [1]	$(z_T + z_0) / h_T$ [1]	z_0 / h_T [1]
$a_x/d_p = 5,0$ $a_z/d_p = 5,0$	80	0,158	0,055
$a_x/d_p = 10,0$ $a_z/d_p = 5,0$	405	0,200	0,055
$a_x/d_p = 10,0$ $a_z/d_p = 10,0$	810	0,217	0,055
über B extrapolierte Werte	948	0,223	0,055

Die Breite b_{II} des Strömungsbereiches II wird aus den von BERTRAM (1985, Abb. 60) angegebenen Meßwerten interpoliert:

$$b_{II} = a_z \left(3,552 - 3,533 e^{(a_x/d_p - 1)/(a_z/d_p)} \right)$$

$$\text{mit: } b_{II} \leq b_{WSP, B}$$

– **Zusätzlicher Abfluß im linken Bewuchsquerschnitt $\Delta Q_{II, li}$:**

– Zusatzabfluß $\Delta Q_{II, li}$:

Werte aus vorhergehender Berechnung:

$$\begin{aligned} v_{m, B, li} &= 0,149 \text{ m/s} \\ v_{m, M} &= 0,770 \text{ m/s} \\ b_{III, li} &= 1,901 \text{ m} \\ \lambda_{T, li} &= 0,1413 \\ B &= 948 \end{aligned}$$

$$z_T + z_0 = 0,223 h_T = 0,223 \cdot 0,500 = 0,112 \text{ m}$$

$$z_0 = 0,055 h_T = 0,055 \cdot 0,500 = 0,0275 \text{ m}$$

$$v_{0, T, li}^* = \frac{v_{m, B, li} \sqrt{\lambda_{T, li}}}{\sqrt{8}} = \frac{0,770 \sqrt{0,1413}}{\sqrt{8}} = 0,102 \text{ m/s} \quad (2.1)$$

$$v_{T, li} = \frac{0,102}{0,4} \left(1 + \frac{0,112}{1,901} \right) \ln \left(\frac{0 + 0,112}{0,0275} \right) = 0,379 \text{ m/s} \quad (5.15)$$

$$b_{II, li} = 0,25 \left(3,552 - 3,533 e^{(0,35/0,03 - 1)/(0,25/0,03)} \right) = 0,642 \text{ m}$$

$$> 0,500 = b_{WSP, B, li}$$

$$\rightarrow b_{II, li} = 0,500 \text{ m}$$

$$\rightarrow h_I = 0,000 \text{ m}$$

$$\Delta Q_{II, li} = \frac{1}{4} (0,379 - 0,149) (0,500 - 0,000) \left(0,500 + \frac{1}{3} 0,000 \right) = 0,014 \text{ m}^3/\text{s} \quad (2.24)$$

- Gesamtabfluß in der linken Bewuchszone:

$$Q_{B, li, ges} = Q_{B, li} + \Delta Q_{II, li} = 0,019 + 0,014 = 0,033 \text{ m}^3/\text{s}$$

- **Zusätzlicher Abfluß im rechten Bewuchsquerschnitt $\Delta Q_{II, re}$:**

- Zusatzabfluß $\Delta Q_{II, re}$:

Werte aus vorhergehender Berechnung: $v_{m, B, re} = 0,151 \text{ m/s}$

$$v_{m, M} = 0,770 \text{ m/s}$$

$$b_{III, re} = 2,599 \text{ m}$$

$$\lambda_{T, re} = 0,1932$$

$$B = 80$$

$$z_T + z_0 = 0,158 \text{ h}_T = 0,158 \cdot 1,000 = 0,158 \text{ m}$$

$$z_0 = 0,055 \text{ h}_T = 0,055 \cdot 1,000 = 0,0550 \text{ m}$$

$$v_{0, T, re}^* = \frac{v_{m, B, re} \sqrt{\lambda_{T, re}}}{\sqrt{8}} = \frac{0,770 \sqrt{0,1932}}{\sqrt{8}} = 0,120 \text{ m/s} \quad (2.1)$$

$$v_{T, re} = \frac{0,120}{0,4} \left(1 + \frac{0,158}{2,599} \right) \ln \left(\frac{0 + 0,158}{0,0550} \right) = 0,338 \text{ m/s} \quad (5.15)$$

$$b_{II, re} = 0,50 \left(3,552 - 3,533 e^{(0,50/0,10 - 1) / (0,50/0,10)} \right) = 0,982 \text{ m}$$

$$< 1,000 = b_{WSP, B, re}$$

$$\rightarrow b_{II, li} = 0,982 \text{ m}$$

$$\rightarrow h_I = n (b_{WSP, B, re} - b_{II, re}) = 1,0 (1,000 - 0,982) = 0,018 \text{ m}$$

$$\Delta Q_{II, re} = \frac{1}{4} (0,338 - 0,151) (1,000 - 0,018) \left(1,000 + \frac{1}{3} 0,018 \right) = 0,046 \text{ m}^3/\text{s} \quad (2.24)$$

- Gesamtabfluß in der rechten Bewuchszone:

$$Q_{B, re, ges} = Q_{B, re} + \Delta Q_{II, re} = 0,076 + 0,046 = 0,122 \text{ m}^3/\text{s}$$

- c) Summierung der Teilabflüsse im Gesamtfließquerschnitt:**

$$Q_{ges} = Q_M + Q_{B, li, ges} + Q_{B, re, ges} = 4,719 + 0,033 + 0,122 = 4,873 \text{ m}^3/\text{s}$$

Anlage 10.4: Sedimentologische Berechnungen

Allgemeine Hinweise:

Der Geschiebetrieb wird mit den Ansätzen von ENGELUND/HANSEN (1967) und MEYER-PETER/MÜLLER (1948) für einen Wasserstand von $h = 1,50$ m berechnet. Die hydraulischen Eingangsgrößen werden der Berechnung mit dem erweiterten Trennflächenverfahren nach MERTENS entnommen, s. Anlage 10.1.

Ergebnisse aus der hydraulischen Berechnung (für $h = 1,50$ m):

Mittelquerschnitt	linke Trennfläche	rechte Trennfläche
$v_{m,M} = 0,770$ m/s	$R_{T, li} = 1,425$ m	$R_{T, re} = 1,948$ m
$Fr_{So}^* = 0,3183$	$A_{T, li} = 0,7125$ m ²	$A_{T, re} = 1,9480$ m ²
$R_{So} = 0,700$ m	$\lambda_{T, li} = 0,1413$	$\lambda_{T, re} = 0,1932$

Sedimenteigenschaften / Sieblinie:

$\rho_F = 2650$ kg/m ³
$d_{25} = 0,64$ mm
$d_{50} = 1,0$ mm
$d_{75} = 1,6$ mm
$d_{90} = 2,7$ mm

a) Berechnung des Geschiebetransports ϕ_0^* ohne Berücksichtigung der vegetationsbedingten Makroturbulenz

– Gesamttransport nach ENGELUND/HANSEN (1967), s. Anlage 2:

$$\phi_0^* = \frac{0,04 \cdot Fr_{So}^{*5/2}}{\lambda_{So}}$$

mit: $d_{ch} = d_{50}$

Anwendungsgrenzen:

$$d_{ch} = d_{50} = 1,0 \text{ mm} > 0,15 \text{ mm} = d_{50, \min}$$

$$\sigma_g = \sqrt{d_{75}/d_{25}} = \sqrt{1,6/0,64} = 1,56 < 1,6 = \sigma_{g, \max}$$

$$\lambda_{So} = \frac{g \cdot R_{So} \cdot I}{v_m^2} = \frac{9,81 \cdot 0,700 \cdot 0,00075}{0,770^2} = 0,00869$$

$$\rightarrow \phi_0^* = \frac{0,04 \cdot 0,3183^{5/2}}{0,00869} = 0,2633$$

$$\begin{aligned} \text{Feststofftrieb } m_{F,0}: \quad m_{F,0} &= \phi_0^* \rho_F \sqrt{\rho' g d_{ch}^3} \\ &= 0,2633 \cdot 2650 \sqrt{1,65 \cdot 9,81 \cdot 0,0010^3} \\ &= 88,8 \cdot 10^{-3} \text{ kg/(s m)} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{Feststofftransport } \dot{m}_{F,0}: \quad \dot{m}_{F,0} &= m_{F,0} b_{So} \\ &= 88,8 \cdot 10^{-3} \cdot 3,00 = 0,266 \text{ kg/s} \end{aligned}$$

– **Geschiebetransport nach Meyer-Peter/Müller (1948), s. Anlage 2:**

$$\phi_0^* = 8 Fr_{So}^{*3/2} \left(\left(\frac{k_{St}}{k_{St,K}} \right)^{1,5} - \frac{Fr_{cr}^*}{Fr_{So}^*} \right)^{3/2}$$

$$\text{mit: } d_{ch} = d_{50}$$

$$k_{St} = \frac{v_m}{R_{So}^{2/3} I^{1/2}} = \frac{0,770}{0,700^{2/3} \cdot 0,00075^{1/2}} = 35,7 \text{ m}^{1/3}/\text{s}$$

$$k_{St,K} = \frac{26}{d_{90}^{1/6}} = \frac{26}{0,0027^{1/6}} = 69,7 \text{ m}^{1/3}/\text{s}$$

kritische Feststoff-Froude-Zahl Fr_{cr}^* nach SHIELDS (aus DVWK 87/1988), s. Anlage 2

$$D^* = d_{ch} \left(\frac{\rho' g}{v^2} \right)^{1/3} = 0,0010 \left(\frac{1,65 \cdot 9,81}{(1,0 \cdot 10^{-6})^2} \right)^{1/3} = 25,3$$

$$\begin{aligned} \text{für } 20 < D^* \leq 150: \quad Fr_{cr}^* &= 0,013 D^{*0,29} \\ &= 0,013 \cdot 25,3^{0,29} = 0,0332 \end{aligned}$$

$$\rightarrow \phi_0^* = 8 \cdot 0,3183^{3/2} \left(\left(\frac{35,7}{69,7} \right)^{1,5} - \frac{0,0332}{0,3183} \right)^{3/2} = 0,1930$$

$$\begin{aligned} \text{Feststofftrieb } m_{F,0}: \quad m_{F,0} &= \phi_0^* \rho_F \sqrt{\rho' g d_{ch}^3} \\ &= 0,1930 \cdot 2650 \sqrt{1,65 \cdot 9,81 \cdot 0,0010^3} \\ &= 65,1 \cdot 10^{-3} \text{ kg/(s m)} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{Feststofftransport } \dot{m}_{F,0}: \quad \dot{m}_{F,0} &= m_{F,0} b_{So} \\ &= 65,1 \cdot 10^{-3} \cdot 3,00 = 0,195 \text{ kg/s} \end{aligned}$$

b) Berechnung des Bewuchsbeiwertes σ_B

– Berechnung der hydraulisch wirksamen Eingangsgrößen:

$$h_{T,hy} = \frac{\sum A_{T,i}}{\sum R_{T,i}} = \frac{0,7125 + 1,9480}{1,425 + 1,948} = 0,789 \text{ m} \quad (3.34)$$

$$\left(\frac{b_T}{h_T} \right)_{hy} = \frac{b_T}{2 h_{T,hy}} = \frac{4,500}{2 \cdot 0,789} = 2,853 \quad (3.35)$$

$$\left(\frac{h_T}{h} \right)_{hy} = \frac{h_{T,hy}}{h} = \frac{0,789}{1,500} = 0,526 \quad (3.36)$$

$$\frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} = \frac{0,1413 \cdot 0,500}{0,1932 \cdot 1,000} = 0,366$$

$$\begin{aligned} B_{hy} &= B_{\text{dicht}} + (B_{\text{licht}} - B_{\text{dicht}}) \frac{\lambda_{T,\text{licht}}}{\lambda_{T,\text{dicht}} + \lambda_{T,\text{licht}}} \\ &= 80 + (948 - 80) \frac{0,1413}{0,1932 + 0,1413} = 447 \end{aligned} \quad (5.51)$$

– Bewuchsbeiwert $\sigma_{B,0}$ für beidseitig symmetrischen Standard-Bewuchs ($B = 80$):

$$\sigma_{B,0} = f_T \cdot \left(a + b \left(\frac{b_T}{h_T} \right)_{hy}^c \right) \quad (5.48)$$

Transformationsfunktion für beidseitig symmetrischen Bewuchs f_T : $\rightarrow f_T = 1$

Koeffizienten für $(h_T/h)_{hy} = 0,526$:

$$\rightarrow a = 0 \quad (5.28)$$

$$\begin{aligned} \text{für } (h_T/h)_{hy} \leq 0,55: \quad b &= 6,0 \\ \text{für } (h_T/h)_{hy} > 0,55: \quad b &= 1,5 (h_T/h)_{hy}^{-2,3} \\ \rightarrow b &= 6,0 \end{aligned} \quad (5.29)$$

$$\begin{aligned} c &= 1 / (-1,4 + 10,1 (h_T/h)_{hy}^{2,5} - 10,4 (h_T/h)_{hy}^3) \\ \rightarrow c &= 1 / (-1,4 + 10,1 \cdot 0,526^{2,5} - 10,4 \cdot 0,526^3) = -1,127 \end{aligned} \quad (5.30)$$

$$\rightarrow \sigma_{B,0} = 1,0 (0 + 6,0 \cdot 2,853^{-1,127}) = 1,840$$

$$\begin{aligned} \text{Grenzwert:} \quad \text{für } 3,0 \leq (b_T/h_T)_{hy} \leq 6,0: \quad \sigma_{B,0,\min} &= 0,572 + 0,071 (b_T/h_T)_{hy} \\ \text{für } (b_T/h_T)_{hy} > 6,0: \quad \sigma_{B,0,\min} &= 1,0 \end{aligned} \quad (5.31)$$

$$\rightarrow (b_T/h_T)_{hy} = 2,853 \rightarrow \sigma_{B,0} = 1,840$$

- **Übertragung des Bewuchsbeiwerts $\sigma_{B, 0}$ auf beliebige Bewuchsanordnungen mit Standard-Bewuchs ($B = 80$):**

Transformationsfunktion für beliebige Bewuchsanordnungen:

$$f_T = 1 + f_{eB} \cdot \left(1 - \frac{(\lambda_T h_T)_{kl}}{(\lambda_T h_T)_{gr}} \right) \quad (5.49)$$

$$\begin{aligned} \text{mit: } f_{eB} ((b_T/h_T)_{hy} < a) &= 2c \\ f_{eB} (a \leq (b_T/h_T)_{hy} \leq b) &= c \left(1 + \cos \left[\left((b_T/h_T)_{hy} - a \right) \frac{\pi}{b-a} \right] \right) \end{aligned} \quad (5.50)$$

$$f_{eB} (b < (b_T/h_T)_{hy}) = 0$$

$$\begin{aligned} \text{mit: } a &= 3,0 \\ b &= 5,5 \\ c &= -0,170 \end{aligned} \quad (5.54)$$

$$\rightarrow f_{eB} ((b_T/h_T)_{hy} = 2,853) = 2(-0,170) = -0,340$$

$$\rightarrow f_T = 1 - 0,340 (1 - 0,366) = 0,784$$

$$\rightarrow \sigma_{B,0} = 0,784 \cdot 1,840 = 1,444 \quad (5.48)$$

- **Bewuchsbeiwert $\sigma_{B, B}$ zur Übertragung auf beliebige Bewuchsdichten:**

$$\sigma_{B, B} = e^{a + b \cdot B_{hy}} \quad (5.53)$$

$$\begin{aligned} a &= 0,024 \\ b &= -3,0 \cdot 10^{-4} \end{aligned} \quad (5.55)$$

$$\rightarrow \sigma_{B, B} = e^{0,024 - 3,0 \cdot 10^{-4} \cdot 447} = 0,896$$

- **Bewuchsbeiwert σ_B zur Berücksichtigung der vegetationsbedingten Makroturbulenz:**

$$\sigma_B = \sigma_{B, 0} \cdot \sigma_{B, B} \quad (3.26)$$

$$\sigma_B = 1,444 \cdot 0,896 = 1,293$$

c) **Berechnung des Geschiebetransports ϕ^* unter Berücksichtigung der vegetationsbedingten Makroturbulenz**

$$\phi^* = \sigma_B \cdot \phi_0^* \quad (3.22)$$

– **Gesamttransport nach ENGELUND/HANSEN (1967):**

$$\phi^* = 1,293 \cdot 0,2633 = 0,3405$$

$$\begin{aligned} \text{Feststofftrieb } m_F: \quad m_F &= \phi^* \rho_F \sqrt{\rho' g d_{ch}^3} \\ &= 0,3405 \cdot 2650 \sqrt{1,65 \cdot 9,81 \cdot 0,0010^3} \\ &= 114,8 \cdot 10^{-3} \text{ kg/(s m)} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{Feststofftransport } \dot{m}_F: \quad \dot{m}_F &= m_F b_{So} \\ &= 114,8 \cdot 10^{-3} \cdot 3,00 = 0,344 \text{ kg/s} \end{aligned}$$

– **Geschiebetransport nach MEYER-PETER/MÜLLER (1948)**

$$\phi^* = 1,293 \cdot 0,1930 = 0,2496$$

$$\begin{aligned} \text{Feststofftrieb } m_F: \quad m_F &= \phi^* \rho_F \sqrt{\rho' g d_{ch}^3} \\ &= 0,2496 \cdot 2650 \sqrt{1,65 \cdot 9,81 \cdot 0,0010^3} \\ &= 84,2 \cdot 10^{-3} \text{ kg/(s m)} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{Feststofftransport } \dot{m}_F: \quad \dot{m}_F &= m_F b_{So} \\ &= 84,2 \cdot 10^{-3} \cdot 3,00 = 0,253 \text{ kg/s} \end{aligned}$$